F 4414

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

(46)

SERIE NOUĂ

Tomul 13 (27) Fasc. 1

1969 JUL 14

IANUARIE — IUNIE
1968

1972

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tom 13 (27) Fasc. 1

IANUARIE — IUNIE
1968

1989

BME KÖZPONTI KÖNYVTÁRA
F
7414
FOLYÓIRAT OSZTÁLY

Budapesti Műszaki Egyetem
Központi Könyvtára
Folyóiratok
P143/1969

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. *Gh. Silaș*, (redactor responsabil), prof. ing. *C. Avram*, membru corespondent al Acad. R.S.R., prof. dr. docent *C. Drăgulescu*, membru al Academiei R.S.R., prof. dr. ing. *I. Anton*, membru corespondent al Acad. R.S.R., prof. dr. ing. *T. Dordea*, prof. *O. Em. Gheorghiu*, prof. ing. *V. Gheorghiu*, prof. ing. *D. Mateescu*, prof. dr. docent *I. Nanu* și prof. ing. *Al. Rogojan*.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM
KÖZPONTI KÖNYVTÁRA
1848

Acad. ȘTEFAN NĂDĂȘAN

În ziua de 23 septembrie anul 1967 s-a stins din viață Acad. prof. dr. doc. Ștefan Nădășan.

Născut la 19. VIII. 1901 în orașul Timișoara unde urmează cursurile școlii primare, Șt. Nădășan continuă liceul la Eisenstadt (Austria) pentru ca la Győr (Ungaria) să își susțină examenul de bacalaureat.

Urmează apoi cursurile Școlii Politehnice din Timișoara între anii 1921/1924, fiind în prima serie de studenți care au urmat cursurile acestei unități de învățământ superior, înființată în 1921.

În anul 1939 obține titlul de doctor inginer, fiind primul inginer care obține acest titlu la Școala Politehnică din Timișoara.

În semn de recunoaștere a meritelor sale științifice și tehnice, devine membru corespondent al Academiei R. S. România în anul 1953, iar în anul 1963 devine membru titular și este ales vicepreședinte al Academiei Republicii Socialiste România.

Din anul 1956 a fost membru în Comitetul de Direcție al Institutului Internațional de Sudură (Paris) reprezentînd țara noastră la acest for științific.

A fost directorul Centrului de cercetări tehnice din Timișoara, din cadrul Bazei Academiei R. S. România. Din însărcinarea Prezidiului Academiei R. S. România a condus comisia de sudură a Academiei, începînd cu anul 1964.

A fost redactor responsabil al Comitetului de redacție a publicațiilor Academiei R. S. România „Studii și cercetări de metalurgie" și „Revue Roumaine de Metalurgie".

Activitatea inginerească și-a început-o la Atelierele C.F.R. Timișoara, unde a lucrat fără întrerupere din anul 1924 și pînă în anul 1947. În această perioadă elaborează o serie de lucrări asupra turnării fontelor, ruperi de material rulant cu interpretări bazate pe mecanismul ruperilor prin oboseală a metalelor, elaborarea unor tehnologii de fabricare a fontelor superioare, denumite mai tîrziu fonte modificate și a altor probleme legate nemijlocit de exploatarea și întreținerea materialului rulant.

De o mare importanță pentru economia țării a fost activitatea depusă de acad. Ștefan Nădășan în acțiunea de organizare a primei unități de proiectare din țară, Institutul de Proiectări Industriale, unde a fost numit inginer consilier la data înființării, 1 ianuarie 1949, primind sarcina de a organiza la Timișoara o unitate de proiectare, denumită mai tîrziu I.P.R.O.M. care a fost o adevărată școală pentru proiectanți în construcția de mașini și în special de mașini de ridicat. Această tradiție se mai păstrează și astăzi prin Institutul de proiectări și cercetări de mașini de ridicat din Timișoara.

Convins fiind de importanța examinării sistematice și științifice a materialelor, completează sectoarele de proiectare cu un serviciu de laborator care a devenit mai tîrziu Centrul de Metrologie, iar astăzi o Secție de măsurarea forței și a durității a Institutului de Metrologie.

Militant pentru ideea unor laboratoare uzinale bine organizate, cu un rol important în activitatea Uzinelor constructoare de mașini, a scris mai multe articole, expunînd o serie de idei valoroase în acest domeniu.

Dascăl convins, cu reale calități de pedagog, profesorul Ștefan Nădășan a activat între anii 1925—1945 ca profesor la Școala de elevi meseriași de pe lîngă Atelierele C.F.R. Timișoara, elaborînd pentru acest nivel de învățămînt o serie de manuale și cursuri. Animat de dorința de a face să pătrundă știința în cele mai largi pături a publicat o serie de articole de popularizare în revistele „Natura" și „Arte și Meserii" din Galați.

Paralel cu această activitate se dăruieşte cu toată energia sa învăţămîntului superior tehnic unde activează din anul 1925, ocupînd pe rînd postul de asistent, şef de lucrări şi profesor, fiind succesorul tov. prof. emerit C. C. Teodorescu, numit profesor la Politehnica din Bucureşti în anul 1942. În cei peste patruzeci de ani de activitate didactică a elaborat o serie de cursuri de rezistenţa materialelor, culegeri de probleme, şi instrucţiuni pentru executarea lucrărilor practice de laborator la rezistenţa materialelor.

Considerînd-o ca principala sa preocupare, profesorul Ştefan Nădăşan s-a ocupat cu mult simţ de răspundere şi pasiune pentru formarea generaţiilor de ingineri absolvenţi ai Institutului Politehnic din Timişoara, insuflîndu-le dragostea pentru profesiunea aleasă.

Ca o continuare firească a grijii pentru foştii săi studenţi şi ca semn al preţuirii puternicului colectiv de cercetători pe care i-a format, elaborează cu aceşti colaboratori cartea „Incercări şi analiza de metale" care s-a bucurat de un real succes în ţară şi în străinătate.

Activitatea de cercetare ştiinţifică a Academicianului Ştefan Nădăşan se caracterizează printr-o orientare spre rezolvarea problemelor ridicate de practica inginerească, cu valoroase contribuţii în domeniul încercărilor de materiale.

Urmărind îndeaproape comportarea fontei în diferite stări de tensiune, în anul 1939 susţine lucrarea de doctorat la Şcoala Politehnică din Timişoara, întitulată „Rezistenţa dinamică a fontei" lucrare în care abordează un domeniu puţin cercetat pînă atunci, ca dovadă că în monografiile asupra fontei, publicate de către E. Piwowarschi (1964) şi F. Roll (1960) s-au preluat o serie de date din această lucrare, care constituie partea preponderentă a capitolului ce se referă la rezistenţa dinamică a fontei.

O serie de lucrări elaborate se referă la cercetările asupra îmbinărilor sudate, fiind unul din colaboratorii acad. C. Mikloşi, care a amorsat cercetări în acest domeniu încă din 1925 în oraşul Timişoara unde a funcţionat şi cercul pentru încurajarea sudurii, începînd cu anul 1935. În paginile revistei „Sudura" se găsesc o serie de lucrări publicate de acad. Şt. Nădăşan, reprezentînd contribuţii la întroducerea pe scară tot mai largă a sudării în industria din ţara noastră.

O preocupare de mare importanţă a regretatului Academician Ştefan Nădăşan au fost încercările de oboseală în vederea determinării rezistenţei la oboseală a oţelurilor.

Contribuţiile aduse se referă la metodica încercărilor, prin întroducerea unei încercări la oboseală la încovoiere alternant simetrică, cu şocuri adiţionale, şi la determinarea efectivă a rezistenţei la oboseală a oţelurilor indigene în vederea furnizării unor date certe pentru proiectanţi.

Iniţiator al încercărilor de oboseală în ţara noastră, Acad. Ştefan Nădăşan şi colaboratorii au redactat o carte, conţinînd contribuţii proprii, intitulată „Oboseala metalelor".

În toată activitatea sa a fost un bun patriot care a militat pentru cunoașterea realizărilor din țara noastră, peste hotare.

A participat la mai multe congrese de specialitate din străinătate prezentînd lucrări realizate fie la catedra de Rezistența materialelor de la Institutul politehnic din Timișoara, fie la Secția de oboseală și ruperea fragilă a metalelor de la Centrul de cercetări tehnice din Timișoara.

Devenite tradiționale în rîndurile specialiștilor din țară și străinătate, conferințele de Sudură și încercări de metale, au fost pentru Acad. Șt. Nădășan, animator al acestor manifestații, un prilej de a face să pătrundă noul în uzinele noastre și de a arăta realizările cercetării științifice în acest domeniu, din țara noastră.

Membru a P.C.R., a militat cu toată energia pentru realizarea marilor transformări din țara noastră. Pentru meritele sale științifice, tehnice și cetățenești a fost distins cu mai multe medalii și ordine, iar în anul 1967, i se acordă titlul de „profesor emerit".

Moartea prea timpurie a Academicianului Ștefan Nădășan a păgubit cercetarea științifică și învățămîntul tehnic superior din țara noastră de o forță care ar mai fi putut da valoroase contribuții în marea acțiune de construire a socialismului în țara noastră.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIŞOARA

Seria II. Tom 13 (27). Fasc. 1. Ianuarie—Iunie 1968

SUMAR:

I. *MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ*

P. N. IZVERCEANU: Funcţii P. Appell de n-1 argumente 13
GH. SUCIU, S. POENARU: Polinoamele lui Legendre în interpretare vectorială 21

NOTE:

S. POENARU, GH. SUCIU: Sisteme de ecuaţii diferenţiale tip Legendre 31

II. *CHIMIE*

D. BECHERESCU, R. MINGES, FR. WINTER: Conductibilitatea electrică a maselor din sistemul ZrO_2—Cr_2O_3 37
D. BECHERESCU, I. MENESSY, FR. WINTER, LIGIA MARCU, FR. MARX: Studiul interacţiunii dintre Cr_2O_3 şi oxizii de aluminiu şi zirconiu în plasma de argon 47
FR. MIHAI, A. MORARU, GR. POP: Stabilitatea tehnică a sărurilor de zinc ale unor acizi dicarboxilici 57

III. *ŞTIINŢE TEHNICE*

E. DODON, G. URDEA, C. NICA: Element traductor pentru variaţiile de presiune în sistemele hidraulice ale maşinilor-unelte 67
A. CORNUT: Contribuţie la realizarea unui traductor pentru măsurarea proprietăţilor magnetoelastice ale sistemelor de oţel 75
F. KOVÁCS, D. PERJU, M. CRUDU, GH. BOGOEVICI: Încercări privind stabilirea influenţei erorii pasului de bază a danturii asupra rezistenţei la pitting a flancurilor roţilor dinţate cilindrice cu dinţi drepţi din oţel 85
I. SPOREA, AL. NICHICI: Asupra posibilităţilor de prelucrare cu scîntei electrice a pieselor din oţel austenitic manganos 103
I. ZĂGĂNESCU, C. POPESCU: Prepararea pe locomotive Diesel a combustibililor inferiori 109
PL. ANDRONESCU: Cum se explică valabilitatea legilor lui Maxwell faţă de un sistem de referinţe fix de pe pămînt 115
V. BALTAC: Unele aspecte ale microprogramării 125
N. BUDIŞAN, I. PREDA, E. SUCIU: Caracteristicile statice şi dinamice ale sistemelor automate de frînare electrică recuperativă a turbinelor hidraulice în staţiunile pentru încercări energetice şi cavitaţionale 135
I. KAUFMANN: Despre un algoritm de împărţire cu precizie dublă, pentru calculatoare electronice numerice 153
I. SUCIU: Studiul regimului periodic intermitent cînd pierderile dezvoltate în căile de curent variază cu temperatura 161
E. POP: Voltmetre cifrice pentru tensiuni alternative foarte înalte, pe baza efectului Pockels 171

E. POP, A. SOCENEANȚU : Sensibilitatea maximă a punților de curent continuu în regim de amortizare critică a indicatorului 181
V. POP : Schema logică privind atașarea unei memorii cu banda magnetică la un calculator numeric 189
AL. ROGOJAN : Contribuție la sinteza unei scheme logice din dispozitivul de comandă al unui calculator numeric 197
D. TEODORESCU : Sistem de urmărire cu selsin-amplificator (amplisin) 203
D. TEODORESCU, I. BABUȚIA : Contribuții la teoria sistemului de urmărire cu amplisin 211
A. VASILIEVICI : Determinarea experimentală a influenței saturației asupra pierderilor în fier la o mașină de inducție 219
A. CERNĂTESCU, N. UNGUREANU : Studii asupra radierilor pe piloți 229
A. MIHĂESCU : Rezultate experimentale privind distanța și mărimea deschiderii fisurilor la elemente de beton armat supuse la compresiune excentrică 239
R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEAKY : Regulator pneumatic de joasă presiune cu acțiune proporțional-integrală.. 253

NOTE :

I. HOFFMAN, T. HENTEA, F. BRÎNZAN, W. FUCHS : Calculator analogic tranzistorizat.. 261

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ТИМИШОРСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА
Серия II, Том 13(27) Вып. 1. Январь—июнь 1968.

СОДЕРЖАНИЕ

I. МАТЕМАТИКА — ФИЗИКА — МЕХАНИКА

П. Н. ИЗВЕРЧЯНУ, Функции П. Аппеля по «*n-1*» действительного аргумента 13
Г. СУЧЮ, С. ПОЕНАРУ, Полиномы Лежандра в векториальной форме 21

ЗАМЕТКИ:

С. ПОЕНАРУ, Г. СУЧЮ, Системы дифференциальных уравнений вида Лежандра 31

II. ХИМИЯ

Д. БЕКЕРЕСКУ, Р. МИНГЕС, Ф. ВИНТЕР, Электрическая проводимость масс системы ZrO_2—Cr_2O_3 37
Д. БЕКЕРЕСКУ, И. МЕНЕШИ, Ф. ВИНТЕР, ЛИДЖИЯ МАРКУ, Ф. МАРКС, Изучение взаимодействия Cr_2O_3 с окислами алюминия в плазме аргона 47
Ф. МИХАЙ, А. МОРАРУ, Г. ПОП, Термическая стабильность цинковых солей некоторых дикарбоксиловых кислот 57

III. ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

Е. ДОДОН, Г. УРДЕА, К. НИКА, Датчиковое устройство для измерения изменения давления в гидравлических системах станков 67
А. КОРНУТ, К осуществлению датчика для измерения магнитоупругих свойств стальных проводов 75
Ф. КОВАЧ, Д. ПЕРЖУ, М. КРУДУ, Г. БОГОЕВИЧ, Испытания для установления влияния погрешности окружного шага нарезки зубьев на сопротивление фитингу боковых поверхностей зубьев цилиндрических зубчатых колес с прямыми зубьями 85
И. СПОРЯ, А. НИКИЧ, О возможностях электроискровой обработки изделий из аустенитной марганцовистой стали 103
И. ЗЭГЭНЕСКУ, К. ПОПЕСКУ, Приготовление топлив низшего сорта на тепловозе 109
П. АНДРОНЕСКУ, Как объясняется правильность законов Максвеля по отношению к неподвижной наземной системе отсчета 115
В. БАЛТАК, Некоторые аспекты микропрограммирования . . . 125
Н. БУДИШАН, И. ПРЕДА, Е. СУЧЮ, Статические и динамические характеристики автоматических систем электрического рекуперативного торможения гидравлических турбин на стандах для энергетических и кавитационных испытаний 135
И. КАУФМАНН, Об алгорифме деления с двойной точностью для числовых электронных вычислительных машин 153
И. СУЧЮ, Изучение периодического прерывистого режима, в котором потери в токопроводах изменяются с температурой 161
Е. ПОП, Цифровые вольтметры для переменных, очень высоких напряжений, основанные на эффекте Покельса 171

Е. ПОП, А. СОЧЕНЯНЦУ, Максимальная чувствительность мостов постоянного тока в режиме критической амортизации индикатора 181
В. ПОП, Логическая схема для присоединения памяти с магнитной лентой к цифровой вычислительной машине 189
А. РОГОЖАН, К синтезу логической схемы управляющего приспособления числовой счетной машины 197
Д. ТЕОДОРЕСКУ, Следящая система с сельсином-усилителем (амплисином) 203
Д. ТЕОДОРЕСКУ, И. БАБУЦЯ, К теории следящей системы с амплисином 211
А. ВИСИЛЕВИЧ, Опытный учёт влияния насыщения на потери в железе 219
А. ЧЕРНЭТЕСКУ, Н. УНГУРЯНУ, Об фундаментных плитах на сваях 229
А. МИХЭЕСКУ, Экспериментальные результаты по определению расстояния и величины открытия трещин железобетонных элементов подверженных эксцентричному сжатию 239
Р. МИНГЕС, ДЕЛИЯ ПЕРЖУ, А. ДЯКИ, Пневматический регулятор низкого давления, пропорционального интегрального действия 253

ЗАМЕТКИ:

И. ГОФМАН, Т. ГЕНТЯ, Ф. БРЫНЗАН, В. ФУКС, Аналоговая вычислительная машина на транзисторах 261

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMISOARA

II Série, tome 13 (27), Fascicole 1 Janvier—Juin 1968

SOMMAIRE:

I. *MATHÉMATIQUE — PHYSIQUE — MÉCANIQUE*

P. N. IZVERCEANU: P. Appelsche Funktionen von „n-1" reellen Argumenten ... 13
GH. SUCIU, S. POENARU: Legendre Polynome in vektorieller Darstellung ... 21

NOTES:

S. POENARU, GH. SUCIU: Legendresche Differentialgleichungssysteme 31

II. *CHIMIE*

D. BECHERESCU, FR. WINTER, R. MINGES: Die elektrische Leitfähigkeit von ZrO_2—Cr_2O_3 Massen ... 37
D. BECHERESCU, I. MENESSY, FR. WINTER, LIGIA MARCU, FR. MARX: Die Untersuchung der Wechselwirkung von Cr_2O_3 mit Al_2O_3 und ZrO_2 in Argon-Plasma ... 47
FR. MIHAI, A. MORARU, GR. POP: Thermische Stabilität von Zinksalzen der Malon, Adipin, Phtal, Talg und Oxalsäure ... 57

III. *SCIENCES TECHNIQUES*

E. DODON, G. URDEA, C. NICA: Übertragerelement für Veränderungen des Druckes im Hydraulischen Getriebe Steuerung für Werkzeugmaschinen ... 67
A. CORNUT: Beitrag zur Herstellung eines Gebers für die Bestimmung der Magnetoelastischen Eigenschaften von Stahldrähten ... 75
F. KOVACS, D. PERJU, M. CRUDU, GH. BOGOEVICI: Versuche zur Bestimmung der Wirkung des Verzahnungsteilungsfehlers auf die Pitting-Dauerfestigkeit Geradverzahnten Stirnräder ... 85
I. SPOREA, AL. NICHICI: Über die Bearbeitungsmöglichkeiten des Manganhaltigen Austenitstahles T 130 M 135 durch Elektrofunkenverfahren ... 103
I. ZAGANESCU, C. POPESCU: Die aufbereitung in Diesellokomotiven der Minderwertigen Brennstoffen ... 109
PL. ANDRONESCU: Die Gültigkeit der Maxwellschen Gesetze Gegenüber einem an die Erdoberfläche gebundener Bezugssystem ... 115
V. BALTAC: Some aspects of microprogramming ... 125
N. BUDIŞAN, I. PREDA, E. SUCIU: Statische und Dynamische Kennwerte der Elektrischen rekuperativen automatischen Brennsysteme von Hydraulischen Turbinen in Energetischen und Kavitationsversuchsanlagen ... 135
I. KAUFMANN: Über einen Algorithmus für Division mit doppelter Wortlänge für Ziffernrechenautomaten ... 153
I. SUCIU: Étude du regime periodique intermittent dans le cas où les partes développées dans les conduites de courant varient avec la température ... 161

E. POP : Pockels-Effekt-Digital-Voltmeter für Höchst-Wechselspannungen 171
E. POP, A. SOCENEANȚU : Höchstwert der Empfindlichkeit der Gleichstrom-Messbrücken mit kritisch gedämpften Galvanometer 181
V. POP : Die Logische Schaltung für den Anschluss eines Magnetbandspeichers an einen Ziffernrechenautomaten 189
AL. ROGOJAN : Beitrag zur Synthese eines Logischen Schaltung des Steuerwerks eines Digitalen Rechengeräts 197
D. TEODORESCU : Ein Verfolgungssystem mit Selsinamplifikator 203
D. TEODORESCU, I. BABUȚIA : Beitrag zur Theorie der Nachlaufeinrichtung mit Amplisin 211
A. VASILIEVICI : Die Experimentelle Betrachtung des Einflusses des Sättigung auf die Eisenverlust bei einer Induktionsmaschine 219
A. CERNĂTESCU, N. UNGUREANU : Étude des radiers appuiés sur pieux 229
A. MIHAESCU : L'ouvrage „Resultats experimentaux concernant la distance et l'espacement des fissures des éléments en béton armé sourmis à la compression excentrique" 239
R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEAKY : Pneumatischer Niederdruckregler mit Proportional-Integralen verhalten 253

NOTES :

I. HOFFMAN, T. HENTEA, F. BRÎNZAN, W. FUCHS : Transistorisierter Analogrechner 261

FUNCȚII P. APPELL DE n-1 ARGUMENTE REALE

DE

P. N. IZVERCIANU

Fie matricea

$$M = \| a_{ij} \| \quad (i, j = 1, 2, \ldots n) \tag{1}$$

cu elemente din corpul K, care satisface o ecuație caracteristică de forma

$$| \lambda E - M | = 0 \tag{2}$$

unde $E = \| \delta_i \|_1^n$ este matricea unitate. Admitem că ecuația (2) are rădăcini carcteristice diferite $\lambda_1 \neq \lambda_2 \neq \lambda_3 \neq \ldots \neq \lambda_n$ aparținînd corpului K.

Considerăm matricea complexă

$$X = x_0 E + x_1 M + x_2 M^2 + \ldots + x_{n-1} M^{n-1} \tag{3}$$

unde $x_0, x_1, \ldots, x_{n-1}$ aparțin corpului R.

Matricea complexă X, [1], poate fi privită ca un sistem de numere generale hipercomplexe cu care el conicide în cazul $n=3$, [2].

Matricile $E, M, M^2, \ldots, M^{n-1}$ exprimate cu ajutorul matricilor componente $M_1, M_2, \ldots, M$ au următoarea formă :

$$E = \sum_{i=1}^{n} M_i, \quad M = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i M_i, \ldots, \quad M^{n-2} = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i^{n-2} M_i, \quad M^{n-1} = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i^{n-1} M_i. \tag{4}$$

Folosind matricile $M_1, M_2, \ldots, M_{n-1}, M_n$ covariante cu M putem să scriem sistemul de numere (3) sub forma :

$$X = \sum_{i=1}^{n} (x_0 + \lambda_i x_1 + \ldots + \lambda_i^{n-2} x_{n-2} + \lambda_i^{n-1} x_{n-1}) M_i$$

unde

$$x_0 + \lambda_i x_1 + \ldots + \lambda_i^{n-2} x_{n-2} + \lambda_i^{n-1} x_{n-1} \qquad (i = 1, 2, \ldots, n)$$

sînt componentele sistemului de numere.

Pentru orice funcție întreagă $F(t)$, definită pe spectrul matricii M, avem relația

$$F(M)=F(\lambda_1)M_1+F(\lambda_2)M_2+\ldots+F(\lambda_n)M_n \tag{5}$$

iar din proprietatea de covarianță pentru funcții

$$G(X)=\psi_0E+\psi_1M+\ldots+\psi_{n-2}M^{n-2}+\psi_{n-1}M^{n-1}$$

rezultă pentru componentele sistemului de numere (3) reprezentarea :

$$G(x_0+\lambda_ix_1+\ldots+\lambda_i^{n-2}x_{n-2}+\lambda_i^{n-1}x_{n-1})=\psi_0+\psi_1\lambda_i+\ldots+\psi_{n-2}\lambda_i^{n-2}+\psi_{n-1}\lambda_i^{n-1}$$

pentru $i=1, 2, \ldots, n$.

Luînd ca funcție întreaga funcție exponențială, avem

$$X=\exp(\alpha_0E+\alpha_1M+\ldots+\alpha_{n-2}M^{n-2}+\alpha_{n-1}M^{n-1}) \tag{6}$$

iar pentru componente obținem

$$\exp(\alpha_0+\alpha_1\lambda_i+\ldots+\alpha_{n-2}\lambda_i^{n-2}+\alpha_{n-1}\lambda_i^{n-1})=\psi_0+\psi_1\lambda_i+\ldots+\psi_{n-2}\lambda_i^{n-2}+\psi_{n-1}\lambda_i^{n-1} \tag{7}$$

unde $i=1, 2, \ldots, n$.

Norma

$$N(x)=\prod_{i=1}^{n}(x_0+\lambda_ix_1+\ldots+\lambda_i^{n-2}x_{n-2}+\lambda_i^{n-1}x_{n-1})$$

mai poate fi scrisă sub forma :

$$N(x)=\exp\left(n\alpha_0+\alpha_1\sum_{i=1}^{n}\lambda_i+\ldots+\alpha_{n-1}\sum_{i=1}^{n}\lambda_i^{n-1}\right).$$

Singura relație dintre $\alpha_0, \alpha_1, \ldots, \alpha_{n-2}, \alpha_{n-1}$ se obține din condiția ca $N(x)=1$

In acest caz avem :

$$\alpha_0=-\frac{1}{n}\left[\sum_{i=1}^{n}(\alpha_1\lambda_i+\alpha_2\lambda_i^2+\ldots+\alpha_{n-2}\lambda_i^{n-2}+\alpha_{n-1}\lambda_i^{n-1})\right]. \tag{8}$$

Ne propunem să aflăm legătura dintre coeficienții $x_0, x_1, \ldots, x_{n-2}, x_{n-1}$ ai unui sistem de numere $X'=\exp(\alpha_0E+\alpha_1M+\ldots+\alpha_{n-2}M^{n-2}+\alpha_{n-1}M^{n-1})$ de normă $N(x')=1$ și funcțiile exponențiale introduse.

Notînd cu :

$$H_k=\exp\left[\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\alpha_i((n-1)\lambda_k^i-\lambda_1^i-\ldots-\lambda_{k+1}^i-\lambda_{k-1}^i-\ldots-\lambda_n^i)\right]$$

pentru $k=1, 2, \ldots, n$. (9)

după (7) şi (9) avem :

$$H_k = x_0 + \lambda_k x_1 + \ldots + \lambda_k^{n-2} x_{n-2} + \lambda_k^{n-1} x_{n-1} \quad \text{pentru } k = 1, 2, \ldots n \tag{10}$$

Rezolvînd sistemul (10) faţă de $x_0, x_1, \ldots, x_{n-1}$ obţinem, notînd cu V determinantul sistemului format cu coeficienţii necunoscutelor :

$$\begin{cases} x_0 = \frac{1}{V}\left[\sum_{k=1}^{n} (-1)^{k-1} D_k H_k\right] \\ x_j = (-1)^j \frac{1}{V}\left[\sum_{k=1}^{n} (-1)^{k-1} D_k' H_k\right] \end{cases} \quad \text{pentru } j = 1, 2, \ldots n-1 \tag{11}$$

unde

$$D_k = \frac{1}{\lambda_k} \prod_{i=1}^{n} \lambda_i \prod_{\substack{i=2 \\ i>k}}^{n} \left[\prod_{k=1}^{n} (\lambda_i - \lambda_k)\right] \cdot \left[\prod_{i=1}^{n} (-1)^{n-k-1} \cdot \frac{1}{\lambda_k - \lambda_i}\right]$$

$$D_k' = \prod_{i=1}^{n} \left[\prod_{\substack{k=1 \\ i>k}}^{n} (\lambda_i - \lambda_k)\right] \cdot \left[\prod_{i=1}^{n} (-1)^{n-k-1} \cdot \frac{1}{\lambda_k - \lambda_i}\right] \cdot A_k$$

iar $A_k = \sum \lambda_1 \lambda_2 \ldots \lambda_s$, $s = n-j-1$, sînt C_{n-1}^{n-j-1} ale rădăcinilor $\lambda_1, \lambda_2, \ldots, \lambda_{k-1}, \lambda_{k+1}, \ldots \lambda_n$.

Introducem funcţiile de n—1 argumente reale :

$$\begin{cases} P_0(\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_{n-1}) = x_0, \quad P_1(\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_{n-1}) = x_1 \\ \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ P_{n-2}(\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_{n-1}) = x_{n-2}, \quad P_{n-1}(\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_{n-1}) = x_{n-1} \end{cases} \tag{12}$$

pe care le vom numi „Funcţii generalizate P. Appel de n-1 argumente reale".

In cazul în care matricea (1) se reduce la o matrice diagonală avînd ca elemente tocmai rădăcinile de ordinul n ale unităţii obţinem funcţiile P. Appell de n—1 argumente reale [4].

Dacă ecuaţia (2) are forma :

$$\lambda^n - 1 = 0, \tag{13}$$

deci $\lambda_1 = 1$, $\lambda_2 = \varepsilon_n^1, \ldots, \lambda_k = \varepsilon_n^{k-1}, \ldots, \lambda_n = \varepsilon_n^{n-1}$ unde $\varepsilon_n^k = \exp \frac{2\pi i}{n} k$ şi $i^2 + 0$, $(k = 0, 1, \ldots n-1)$, formulele (9) devin pentru $\alpha_2 = \alpha_3 = \ldots = \alpha_{n-1} = 0$ şi $\alpha_1 = x$

$$H_k = \exp \varepsilon_n^{k-1} x \quad \text{pentru } k = 1, 2, \ldots n.$$

Avem sistemul :

$$\sum_{i=1}^{n} \varepsilon_n^{k\,(i-1)} x_{i-1} = H_k \quad \text{pentru } k = 1, 2, \ldots, n. \tag{14}$$

Notînd cu $P_0(x)=x_0$, $P_1(x)=x_1, \ldots, P_{n-1}(x)=x_{n-1}$, din rezolvarea sistemului (14), avem :

$$P_k(x)=\frac{1}{n}\sum_{i=0}^{n}\varepsilon_n^{-ki}\exp\varepsilon_n^i x \text{ pentru } k=0,1,2,\ldots n-1. \tag{15}$$

Am obținut astfel funcțiile exponențiale de ordin superior [3].

Ne propunem să aflăm exprimarea funcțiilor lui P. Appell, în cazul cînd ecuația (2) are rădăcini multiple $\lambda_1, \lambda_2, \ldots, \lambda_p$ de ordinul de multiplicitate $m_1, m_2, \ldots m_p$, astfel ca : $\sum_{k=1}^{p} m_k=n$.

Fie un sistem de numere :

$$X=x_0E+x_1M+\ldots+x_{n-2}M^{n-2}+x_{n-1}M^{n-1} \tag{14'}$$

unde $x_0, x_1, \ldots, x_{n-1}$ sînt mărimi reale, iar $E=\|\delta_{ij}\|_1^n$ este matricea unitate.

Matricile $E, M, M^2, \ldots, M^{n-1}$ se pot exprima cu ajutorul matricilor covariante M_{kj} și vor avea următoarea formă :

$$E=\sum_{k=1}^{p}\sum_{j=1}^{m_k}\beta_{0kj}M_{kj},\quad M=\sum_{k=1}^{p}\sum_{j=1}^{m_k}\beta_{1kj},\ldots,\quad M^{n-1}=\sum_{k=1}^{p}\sum_{j=1}^{m_k}\beta_{n-1kj}M_{kj} \tag{16}$$

unde coeficienții $\beta_{0kj}, \beta_{1kj}, \ldots, \beta_{n-1kj}$ depind de rădăcinile $\lambda_1, \lambda_2, \ldots, \lambda_p$ ale ecuației (2).

Sistemul de numere (14') devine :

$$X=\sum_{k=1}^{p}\sum_{j=1}^{m_k}\mu_{kj}M_{kj}$$

unde μ_{kj} sînt componentele sistemului de numere X.

Avem relația cunoscută :

$$F(M)=\sum_{k=1}^{p}[F(\lambda_k)\varphi_{k1}(M)+F'(\lambda_k)\varphi_{k2}(M)+\ldots+F^{(m_k-1)}(\lambda_k)\varphi_{k,m_k}(M)]$$

iar din proprietatea de covarianță pentru funcții obținem pentru componentele sistemului de numere X reprezentarea :

$$G(\mu_{kj})=\psi_0\gamma_0+\psi_1\gamma_1+\ldots+\psi_{n-1}\gamma_{n-1}$$

unde $\gamma_0, \gamma_1, \ldots, \gamma_{n-1}$ sînt coeficienți care depind în general de $\lambda_1, \lambda_2, \ldots, \lambda_p$ iar $M_{kj}=\varphi_{kj}$.

Luînd ca funcție întreagă funcția exponențială avem :

$$X=\exp[\alpha_0E+\alpha_1M+\ldots+\alpha_{n-1}M^{n-1}]=\psi_0E+\psi_1M+\ldots+\psi_{n-1}M^{n-1} \tag{17}$$

Norma :

$$N(x)=\Pi\mu_{kj}$$

unde $(j=1,2,\ldots,m_k,\ k=1,2,\ldots p)$ care mai poate fi scrisă şi sub forma :

$$N(x)=\exp\sum_{k=1}^{p}\sum_{j=1}^{m_k}\beta_{kj}.$$

Singura relaţie dintre β_{kj} se obţine din condiţia ca $N(x)=1$. Aflînd legătura dintre coeficienţii $x_0, x_1, \ldots x_{n-1}$ ai unui număr de normă $N(x')=1$ şi funcţiile exponenţiale introduse, obţinem funcţiile P. Appell pentru cazul cînd ecuaţia (2) are rădăcini multiple.

Vom lua un caz particular : λ_1 este rădăcină multiplă de ordinul n. Aplicînd metoda expusă vom exprima matricile $E, M, \ldots M^{n-1}$ în funcţie de matricile covariante $M_1, M_2, \ldots M_n$ observînd o anumită regulă, lucru ce nu reese din formula cunoscută [5]. In acest caz exprimarea matricilor $M^{n-1}, M^{n-2}, \ldots M, E$ în funcţie de matricile covariante, are forma :

$$M^i=\sum_{k=1}^{i+1}\frac{i!}{(i-k+1)!}M_k\lambda_1^{i-k+1},\quad E=M_1 \qquad (i=1,2,\ldots,n-1) \tag{18}$$

Să considerăm un sistem de numere de forma :

$$X=x_0E+x_1M+\ldots+x_{n-1}M^{n-1}. \tag{19}$$

Ţinînd seama de (18), (19) devine :

$$X=\sum_{k=1}^{n}\left(\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}x_{i-1}\right)M_k \tag{20}$$

unde $\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}x_{i-k}$ pentru $k=1,2,\ldots,n.$ sînt componentele sistemului de numere X.

Avem :

$$G\left(\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}x_{i-1}\lambda_1^{i-k}\right)=\sum_{i=k}^{n}\psi_{i-1}\frac{(i-1)!}{(i-k)!} \qquad (k=1,2,\ldots,n) \tag{21}$$

Norma

$$N(x)=\prod_{k=1}^{n}\left(\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}x_{i-1}\right)$$

sau

$$N(x)=\exp\sum_{k=1}^{n}\left(\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}\alpha_{i-1}\right).$$

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

Singura relație dintre $\alpha_0, \alpha_1, \ldots, \alpha_{n-1}$ este dată de $N(x)=1$. Avem :

$$\alpha_0 = -\sum_{k=2}^{n}\left(\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}\alpha_{i-1}\right). \tag{22}$$

Ținînd seama de (22), avem :

$$\begin{cases} \exp\left[\sum_{k=1}^{n-1}\lambda_k\alpha_k - \sum_{k=2}^{n}\left(\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}\alpha_{i-1}\right)\right] = \sum_{k=0}^{n-1}\psi_k\lambda_1^k \\ \exp\left[\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}\alpha_{i-1}\right] = \sum_{i=k}^{n}\psi_{i-1}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k} \end{cases} \tag{23}$$

pentru $k=2, 3, \ldots n$.

Notînd cu :

$$C_1(\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_{n-1}) = \exp\left[\sum_{k=1}^{n-1}\lambda_k\alpha_k - \sum_{k=2}^{n}\left(\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}\alpha_{i-1}\right)\right]$$

$$C_k(\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_{n-1}) = \exp\left[\sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}\lambda_1^{i-k}\alpha_{i-1}\right]$$

pentru $k=2, 3, \ldots n$ obținem următorul sistem :

$$\begin{cases} \sum_{k=0}^{n} x_k\lambda_1^k = C_1(\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_{n-1}) \\ \sum_{i=k}^{n}\frac{(i-1)!}{(i-k)!}x_{i-1}\lambda_1^{i-k} = C_k(\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_{n-1}) \qquad (k=2, 3, \ldots, n) \end{cases} \tag{24}$$

Rezolvînd sistemul (24) în raport cu $x_0, x_1, \ldots, x_{n-1}$ obținem funcțiile P. Appell de n—1 argumente reale.

$$\begin{cases} P_0' = \dfrac{(-1)^{n-1}\lambda_1^{n-1}C_n + \sum_{k=1}^{n-1}(n-1)^{n-k-1}(n-k)\lambda_1^{n-k-1}C_{n-k}}{(n-1)!} \\ P_i' = \dfrac{(-1)^{n-i-1}\cdot(n-1)(n-2)\ldots(n-i)\lambda_1^{n-i}C_n + \sum_{k=1}^{n-i-1}(-1)^{n-k-i-1}(n-k)(n-k-1)\ldots}{(n-1)!} \\ \qquad \dfrac{\ldots(n-k-i-1)\lambda_1^{n-k-i-1}C_{n-k}}{(n-1)!} \end{cases} \tag{25}$$

pentru $i=1, 2, \ldots, n$ iar $x_k = P_k'$, $k=0, 1, 2, \ldots n-1$.

BIBLIOGRAFIE

1. V. E. Slivinski, Ob analiticeskih funkțiah peremennîh Zolotareva-Krîlova. D.A.N. 1950 Tom. XXII Nr. 3
2. O. Em. Gheorghiu, Despre un spațiu cvazi-euclidian. Studii și cercetări științifice. Acad. RPR Baza Timișoara anul II (1955) seria I. nr. 1—4.
3. G. Gallina, Funcții exponențiale de ordin superior. Institutul regla lombard de științe și litere. Comunicări, S. II. 66. Milano 1933.
4. M. Roșculeț, Funcții de o variabilă hipercomplexă în spațiul cu *n* dimensiuni. Bul. St. Acad. RPR. 5. 1953.
5. F. G. Gantmacher, *Teoria matricilor Vol. I* Acad. RPR. Inst. de stud, rom. sov. 1954.
6. J. Devisme, Sur l'equation de M. P. Humbert. Thèse. Paris, 1933. Ann. Fac. Toulouse 1933 t. XXV.
7. M. Roșculeț, Algebre cu radical, asociative și comutative, și funcții monogene. Studii și cercetări matematice. Tom. VII. nr. 1—2 1956.
8. T. Bîzaru P. N. Izvercianu, Șt. Filipescu, Asupra funcțiilor lui P. Appell. Bul. șt. și tehn. Inst. politehnic Timișoara, 1966, Fasc. II.

ФУНКЦИИ П. АППЕЛЯ ПО «*n*—1» ДЕЙСТВИТЕЛЬНОГО АРГУМЕНТА

(РЕЗЮМЕ)

В настоящей работе приводится при помощи матриц функции П. Аппеля по «*n*—1» действительным аргументам.

Рассматривается случай когда характеристическое уравнение $|\lambda E - M| = 0$ имеет действительные различные и кратные корни. Приведенные функции обобщают функции П. Аппеля [3], [4].

P. APPELSCHE FUNKTIONEN VON „*n*—1" REELLEN ARGUMENTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit werden mit Hilfe der Matrizen die P. Appelschen Funktionen von „*n*—1" reellen Argumenten eingeführt. Es wird jener Fall behandelt, in welchem die charakteristische Gleichung $|\lambda E - M| = 0$ sowohl reele einfache, wie auch verschiedene Wurzeln zulässt.

Die so eingeführten Funktionen, verallgemeinern die P. Appelschen Funktionen aus den Arbeiten [3] und [4].

POLINOAME LEGENDRE ÎN INTERPRETARE VECTORIALĂ

DE

Gh. SUCIU, S. POENARU

1. Se știe că polinoamele lui Legendre sînt soluții ale ecuației diferențiale :

$$(1-x^2)P''(x)-2xP'(x)+n(n+1)P(x)=0 \qquad (1°)$$

În mod analog vom considera ecuația diferențială vectorială :

$$(1-x^2)\bar{a}''(x)-2x\bar{a}'(x)+n(n+1)\bar{a}(x)=0. \qquad (1)$$

Vom cerceta pentru (1) soluții de forma

$$\bar{a}(x)=\sum_{k=0}^{\infty}x^k\bar{a}_k \qquad (2)$$

unde $\bar{a}_k$ sînt vectori constanți necunoscuți.

Introducînd în (1) soluția (2) obținem identitatea :

$$(1-x^2)\sum_{k=0}^{\infty}k(k-1)x^{k-2}\bar{a}_k-2x\sum_{k=0}^{\infty}kx^{k-1}\bar{a}_k+n(n+1)\sum_{k=0}^{\infty}x^k\bar{a}_k\equiv 0.$$

Din aceasta rezultă relația de recurență între vectorii constanți necunoscuți $\bar{a}_k$:

$$(s+2)(s+1)\bar{a}_{s+2}+(n-s)(n+s+1)\bar{a}_s=0; \qquad (3)$$

$$(s=0, 1, 2, 3, \ldots.)$$

Din relația (3) obținem :

$$\bar{a}_{s+2}=\frac{(s-n)(n+s+1)}{(s+1)(s+2)}\bar{a}_s. \qquad (3')$$

Dînd lui s valorile 0, 2, 4, . . . , 2p—2 . . . obținem :

$$\bar{a}_2 = \frac{-n(n+1)}{1\cdot 2}\bar{a}_0 = -\frac{n(n+1)}{1\cdot 2}\bar{a}_0$$

$$\bar{a}_4 = \frac{(2-n)(n+3)}{4\cdot 3}\bar{a}_2 = \frac{(n-2)n(n+1)(n+3)}{4!}\bar{a}_0$$

$$\bar{a}_6 = -\frac{(n-4)(n-2)n(n+1)(n+3)(n+5)}{6!}\bar{a}_0 \tag{4}$$

. . . . . .

$$\bar{a}_{2p} = (-1)^p \frac{(n-2p+2)(n-2p+4)\ldots(n-2)n(n+1)(n+3)\ldots(n+2p-1)}{(2p)!}\bar{a}_0$$

unde $p = 1, 2, 3, 4, \ldots$.

Dînd lui s valorile 1, 3,5, . . . , 2p—1, . . . obținem :

$$\bar{a}_3 = -\frac{(n-1)(n+2)}{3!}\bar{a}_1$$

$$\bar{a}_5 = \frac{(n-3)(n-1)(n+2)(n+4)}{5!}\bar{a}_1 \tag{5}$$

. . . . . .

$$\bar{a}_{2p+1} = (-1)^p \frac{(n-2p+1)(n-2p+3)\ldots(n-1)(n+2)(n+4)\ldots(n+2p)}{(2p+1)!}\bar{a}_1$$

unde $p = 1, 2, 3, 4, \ldots$.

Introducînd expresiile (4) și (5) în (2) obținem :

$$\bar{a}_I(x) =$$

$$= \bar{a}_0\left[1 + \sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p \frac{(n-2p+2)(n-2p+4)\ldots(n-2)n(n+1)(n+3)\ldots(n+2p-1)}{(2p)!}x^{2p}\right] \tag{6}$$

$$\bar{a}_{II}(x) =$$

$$= \bar{a}_1\left[x + \sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p \frac{(n-2p+1)(n-2p+3)\ldots(n-3)(n-1)(n+2)(n-4)\ldots(n+2p)}{(2p+1)!}x^{2p+1}\right] \tag{7}$$

unde a_0 și a_1 sînt vectori constanți arbitrari.

Soluția generală a ecuației diferențiale vectoriale (1) se scrie :

$$\bar{a}(x) = \bar{a}_I(x) + \bar{a}_{II}(x) \tag{8}$$

În continuare ne punem problema : pentru ce valori ale lui n obținem soluții sub forma de polinoame pentru ecuația diferențială vectorială (1).

În relația (6) pentru $n=2s$, obținem polinoame vectoriale pe care le notăm cu $P_{2s}(x)\bar{a}_0$. Pentru $P_{2s}(x)$, avem:

$$P_{2s}(x)=$$

$$=1+\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p\frac{(2s-2p+2)(2s-2p+4)\ldots(2s-2)\,2s\,(2s+1)(2s+3)\ldots(2s+2p-1)}{(2p)!}x^{2p} \tag{9}$$

Dacă în relația (9) facem pe $s=0, 1, 2, 3, \ldots$ obținem polinoame P_0, P_2, $P_4, \ldots$.

În relația (7) pentru $n=2s+1$, obținem polinoane vectoriale pe care le notăm cu $P_{2s+1}(x)\bar{a}_1$. Pentru $P_{2s+1}(x)$ găsim:

$$P_{2s+1}(x)=x+\sum_{p=1}^{s}(-1)^p\frac{(2s-2p+2)\ldots(2s-2)\,2s\,(2s+3)\ldots(2s+2p+1)}{(2p+1)!}x^{2p+1}. \tag{10}$$

Dacă în relația (10) facem pe $s=0, 1, 2, 3, 4, \ldots$ obținem polinoamele P_1, P_3, $P_5, \ldots$.

Aceste polinoame $P_{2s}(x)$, $P_{2s+1}(x)$ diferă însă de polinoamele lui Legendre $X_n(x)$ prin niște factori constanți. S-a pus în continuare problema determinării acestor factori constanți, în care scop am considerat expresiile polinoamelor lui Legendre scrise sub forma:

$$X_n(x)=\sum_{k=0}^{\left[\frac{n}{2}\right]}(-1)^k\frac{(2n-2k)!}{2^n k!\,(n-k)!\,(n-2k)!}x^{n-2k} \tag{11}$$

care pentru $n=2s$ devine:

$$X_n(x)=\sum_{k=1}^{s}(-1)^k\frac{(4s-2k)!}{2^{2s}k!\,(2s-k)!\,(2s-2k)!}x^{2s-2k}. \tag{12}$$

Polinoamele (9) și (12) trebuind să fie identice, rezultă pentru coeficienții lui x^{2s}

$$(-1)^s\frac{(4s)!}{2^{2s}[(2s)!]^2}=C_{2s}\frac{2\cdot4\cdot6\ldots(2s-2)\,2s\,(2s+1)(2s+3)\ldots(4s-1)}{(2s)!}$$

unde C_{2s} este factorul constant prin care diferă cei doi coeficienți și are valoarea

$$C_{2s}=(-1)^s\frac{(2s)!}{2^{2s}[(s!)]^2};\quad s=0, 1, 2, \ldots \tag{13}$$

Dacă facem $n=2s+1$ relația (11) devine:

$$X_{2s+1}(x)=\sum_{k=0}^{s}(-1)^k\frac{(4s+2-2k)!}{2^{2s+1}k!\,(2s+1-k)!\,(2s+1-2k)!}x^{2s+1-2k}. \tag{14}$$

În relațiile (10) și (14) identificînd coeficienții lui x^{2s+1} obținem pentru C_{2s+1} factorul constant prin care diferă cei doi coeficienți, valoarea

$$C_{2s+1}=(-1)^s \frac{(4s+2)(2s)!}{2^{2s+1}(s!)^2}. \qquad (15)$$

Din soluția (6) se obțin polinoamele vectoriale tip Legendre cu proiecțiile după versorii $\bar{i}, \bar{j}, \bar{k}$ tot polinoame Legendre atunci și numai atunci cînd vectorul constant arbitrar $\bar{a}_0$ ia valoarea :

$$\bar{a}_0=(-1)^s \frac{(2s)!}{2^{2s}(s!)^2}(\bar{i}+\bar{j}+\bar{k}); \quad [\bar{a}_0 P_{2s}(x)\equiv(\bar{i}+\bar{j}+\bar{k})X_{2s}(x)]$$

Analog pentru $\bar{a}_1$, relativ la relația (7)

$$\bar{a}_1=(-1)^s \frac{(4s+2)(2s!)}{2^{2s+1}(s!)^2}(\bar{i}+\bar{j}+\bar{k}); \quad [\bar{a}_1 P_{2s+1}(x)\equiv(\bar{i}+\bar{j}+\bar{k})X_{2s+1}(x)].$$

Expresiile polinoamelor vectoriale Legendre, soluții ale ecuației diferențiale vectoriale (1) sînt :

$$\bar{A}_{2s}(x)=(-1)^s \frac{(2s)!}{2^{2s}(s!)^2}\left[1+\right.$$

$$\left.+\sum_{p=1}^{s}(-1)^p \frac{(2s-2p+2)\ldots(2s-2)\,2s\,(2s+1)\ldots(2s+2p-1)}{(2p)!}\cdot x^{2p}\right](\bar{i}+\bar{j}+\bar{k}) \qquad (16)$$

$$\bar{A}_{2s+1}(x)=(-1)^s \frac{(4s+2)(2s)!}{2^{2s+1}(s!)^2}\left[x+\right.$$

$$\left.+\sum_{p=1}^{s}(-1)^p \frac{(2s-2p+1)\ldots(2s-1)(2s+2)\ldots(2s+2p)}{(2p+1)!}x^{2p+1}\right](\bar{i}+\bar{j}+\bar{k}).$$

2. În continuare s-au pus problemele :

1°. Dezvoltarea în serie cu coeficienți scalari a unei funcții vectoriale $F(x)$ după vectorii Legendre $\bar{A}_0, \bar{A}_1, \bar{A}_2, \ldots, \bar{A}_n, \ldots$.

2°. Dezvoltarea funcției $\bar{F}(x)$ în serie cu coeficienți vectori, după polinoamele lui Legendre. Astfel :

$$\bar{F}(x)=C_0\bar{A}_0+C_1\bar{A}_1+C_2\bar{A}_2+\ldots+C_n\bar{A}_n+\ldots$$

$$F_x=\sum_{n=0}^{\infty}C_nX_n$$

$$F_y=\sum_{n=0}^{\infty}C_nX_n \qquad (17)$$

$$F_z=\sum_{n=0}^{\infty}C_nX_n$$

De unde avem forma :

$$F(x) \cong \sum_{n=0}^{\infty} C_n X_n (\bar{i} + \bar{j} + \bar{k}). \tag{18}$$

Deci numai acele funcții vectoriale $\bar{F}(x)$ admit o serie de forma (18) dacă vectorii $\bar{F}(x)$ și $\bar{i}+\bar{j}+\bar{k}$ sînt coliniari.

În cazul al doilea avem :

$$\bar{F}(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \bar{C}_n X_n (t) \qquad \begin{aligned} F_x &= \sum_{n=0}^{\infty} C_{n_x} X_n (t) \\ F_y &= \sum_{n=0}^{\infty} C_{n_y} X_n (t) \\ F_z &= \sum_{n=0}^{\infty} C_{n_z} X_n (t) \end{aligned} \tag{19}$$

$X_n (x)$ fiind polinoamele lui Legendre ortogonale pe $[-1, 1]$, obținem din (19) relațiile :

$$\int_{-1}^{1} F_x X_n (t)\, dt = \int_{-1}^{1} \sum_{n=0}^{\infty} C_{n_x} X_n (t)\, X_m (t)\, dt =$$

$$= \sum_{n=0}^{\infty} C_{n_x} \int_{-1}^{1} X_n (t)\, X_m (t)\, dt = \frac{2}{2n+1} C_{n_x}.$$

De unde rezultă :

$$C_{n_x} = \frac{2n+1}{2} \int_{-1}^{1} F_x X_n (t)\, dt$$

și analoagele :

$$C_{n_y} = \frac{2n+1}{2} \int_{-1}^{1} F_y X_n (t)\, dt$$

$$C_{n_z} = \frac{2n+1}{2} \int_{-1}^{1} F_z X_n (t)\, dt$$

care înmulțite respectiv cu $\bar{i}$, $\bar{j}$, $\bar{k}$ și adunate membru cu membru ne dau :

$$\bar{C}_n = \frac{2n+1}{2} \int_{-1}^{1} \bar{F}(t)\, X_n (t)\, dt \tag{20}$$

care înlocuită în (19) ne dă :

$$\bar{F}(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{2n+1}{2} \int_{-1}^{1} \bar{F}(u)\, X_n (u)\, X_n (t)\, du.$$

Dacă considerăm trei vectori $\overline{C}_1$, $\overline{C}_2$, $\overline{C}_3$, liniari independenți, și $\overline{C}_n$ descompus după $\overline{C}_1$, $\overline{C}_2$, $\overline{C}_3$ adică

$$\overline{C}_n=\lambda_{n_1}\overline{C}_1+\lambda_{n_2}\overline{C}_2=\lambda_{n_3}\overline{C}_3 \tag{21}$$

atunci o funcție vectorială $\overline{F}(x)$ se poate exprima astfel:

$$\overline{F}(x)\cong\sum_{n=0}^{\infty}\overline{C}_nX_n(x) \tag{22}$$

unde vectorii coeficienți $\overline{C}_n$ au expresiile (21)

Inlocuind în (19) obținem:

$$\overline{F}(x)\simeq\sum_{n=0}^{\infty}(\lambda_{n_1}\overline{C}_1+\lambda_{n_2}\overline{C}_2+\lambda_{n_3}\overline{C}_3)X_n(x)$$

$$\overline{F}(x)\simeq\sum_{n=0}^{\infty}\lambda_{n_1}X_n\overline{C}_1+\lambda_{n_2}X_n\overline{C}_2+\lambda_{n_3}X_n\overline{C}_3=$$

$$=\overline{C}_1(\lambda_{01}X_0+\lambda_{11}X_1+\lambda_{21}X_2+\lambda_{31}X_3+\ldots+\lambda_{n1}X_n+\ldots)+$$

$$+\overline{C}_2(\lambda_{02}X_0+\lambda_{12}X_1+\lambda_{22}X_2+\lambda_{32}X_3+\ldots+\lambda_{n2}X_n+\ldots)+$$

$$+\overline{C}_3(\lambda_{03}X_0+\lambda_{13}X_1+\lambda_{23}X_2+\lambda_{33}X_3+\ldots+\lambda_{n3}X_n+\ldots)$$

adică:

$$\overline{F}(x)\simeq U\overline{C}_1+V\overline{C}_2+W\overline{C}_3$$

$$\overline{F}(x)=F_1(x)\,\overline{C}_1+F_2(x)\,\overline{C}_2+F_3(x)\,\overline{C}_3$$

$$F_1(x)\cong U;\quad F_2(x)\cong V;\quad F_3(x)\cong W$$

$$F_1(x)\cong\sum_{n=0}^{\infty}\lambda_{n1}X_n\to\lambda_{n1}=\frac{2n+1}{2}\int_{-1}^{1}F_1(t)\,X_n(t)\,dt$$

$$F_2(x)\cong\sum_{n=0}^{\infty}\lambda_{n2}X_n\to\lambda_{n2}=\frac{2n+1}{2}\int_{-1}^{1}F_2(t)\,X_n(t)\,dt$$

$$F_3(x)\cong\sum_{n=0}^{\infty}\lambda_{n3}X_n\to\lambda_{n3}=\frac{2n+1}{2}\int_{-1}^{1}F_3(t)\,X_n(t)\,dt$$

$$\overline{F}(x)=\sum_{n=0}^{\infty}\frac{2n+1}{2}\int_{-1}^{1}\overline{F}(t)\,X_n(t)\,X_n(x)\,dt.$$

3. Funcția vectorială $\overline{a}_n$ fiind dată astfel:

$$\overline{a}_n=\overline{i}X_n+\overline{j}X_{n+1}+\overline{k}X_{n+2}. \tag{23}$$

S-a pus problema :

1. Ce ecuație diferențială satisface
2. Ortogonalitatea acestor funcții

3.1. Dacă $\bar{a}_n \sim (X_n, X_{n+1}, X_{n+2})$ avem :

$$\begin{aligned}(1-x^2)X_n''-2xX_n'+n(n+1)X_n&=0\\(1-x^2)X_{n+1}''-2xX_{n+1}'+n(n+1)X_{n+1}&=0\\(1-x^2)X_{n+2}''-2xX_{n+2}'+n(n+1)X_{n+2}&=0.\end{aligned}\tag{24}$$

Înmulțite respectiv cu $\bar{i}$, $\bar{j}$, $\bar{k}$ și adunate obținem :

$$(1-x^2)\bar{a}_n''-2x\bar{a}_n'+\bar{b}_n=0 \tag{25}$$

unde

$$b_n=n(n+1)X_n\bar{i}+(n+1)(n+2)X_{n+1}\bar{j}+(n+2)(n+3)X_{n+2}\bar{k} \tag{26}$$

Ecuația (25) este ecuația vectorială satisfăcută de $\bar{a}_n$ în care s-a introdus vectorul $\bar{b}_n$ dat de relația (26).

În continuare să găsim ecuația diferențială satisfăcută de vectorul $\bar{b}_n$:

$$\bar{b}_n \sim [n(n+1)X_n;\ (n+1)(n+2)X_{n+1};\ (n+2)(n+3)X_{n+2}].$$

Componentele vectorului $\bar{b}_n$ fiind proporționale cu polinoamele lui Legendre ele satisfac ecuația diferențială (1) deci avem :

$$\begin{aligned}(1-x^2)n(n+1)X_n''-2xn(n+1)X_n'+n^2(n+1)^2X_n&=0\\(1-x^2)(n+1)(n+2)X_{n+1}''-2x(n+1)(n+2)X_{n+1}'+(n+1)^2(n+2)^2X_{n+1}&=0\\(1-x^2)(n+2)(n+3)X_{n+2}''-2x(n+2)(n+3)X_{n+2}'+(n+2)^2(n+3)^2X_{n+2}&=0.\end{aligned}$$

Înmulțite respectiv cu $\bar{i}$, j, $\bar{k}$ și adunate obținem :

$$(1-x^2)b_n''-2x\bar{b}_n'+\bar{C}_n=0$$

unde :

$$\bar{C}_n=n^2(n+1)^2X_n\bar{i}+(n+1)^2(n+2)^2X_{n+1}\bar{j}+(n+2)^2(n+3)^2X_{n+2}\bar{k} \tag{27}$$

În continuare punem pentru $\bar{c}_n$ aceeași problemă ca și pentru vectorul b_n și anume ce ecuație satisfac ele.

$\bar{C}_n$ are componentele :

$$\bar{C}_n \sim [n^2(n+1)^2X_n;\ (n+1)^2(n+2)^2X_{n+1};\ (n+2)^2(n+3)^2X_{n+2}]$$

Componentele diferind de polinoamele lui Legendre printr-un factor numeric, satisfac ecuația diferențială (1) deci :

$$\begin{aligned}(1-x^2)n^2(n+1)^2X_n''-2xn^2(n+1)^2X_n'+n^3(n+1)^3X_n&=0\\(1-x^2)(n+1)^2(n+2)^2X_{n+1}''-2x(n+1)^2(n+2)^2X_{n+1}'+(n+1)^3(n+2)^3X_{n+1}&=0\\(1-x^2)(n+2)^2(n+3)^2X_{n+2}''-2x(n+2)^2(n+3)^2X_{n+2}'+(n+2)^3(n+3)^3X_{n+2}&=0.\end{aligned}$$

Înmulțite respectiv cu $\bar{i}$, $\bar{j}$, $\bar{k}$ și adunate, obținem :

$$(1-x^2)\bar{C}_n''-2x\bar{C}_n'+\bar{d}_n=0$$

unde :

$$\bar{d}_n=n^3(n+1)^3X_n\bar{i}+(n+1)^3(n+2)^3X_{n+1}\bar{j}+(n+2)^3(n+3)^3X_{n+2}\bar{k}.$$

Observăm că s-au obținut vectorii, $\bar{b}_n$, $\bar{c}_n$, $\bar{d}_n$ și continuînd în același fel, am putea obține și alți vectori. Între acești vectori însă există o legătură dată de relația :

$$\bar{a}_{in}=n^i(n+1)^iX_n\bar{i}+(n+1)^i\cdot(n+2)^iX_{n+1}\bar{j}+(n+2)^i(n+3)^iX_{n+2}\bar{k}$$

$i=1, 2, 3, \ldots, n, \ldots$

Pentru $i=1$ obținem vectorul $\bar{b}_n$

Pentru $i=2$ obținem vectorul $\bar{c}_n$

Pentru $i=3$ obținem vectorul $\bar{d}_n$ etc.

3.2. Relația de ortogonalitate :

Se știe că relația de ortogonalitate este dată de :

$$\int_{-1}^{1}X_n(x)\,X_m(x)\,dx=\begin{cases}0 & \text{pentru } m\neq n\\ \dfrac{2}{2n+1} & \text{pentru } m=n.\end{cases}$$

Pentru vectorii $\bar{a}_n(x)$ și $\bar{a}_m(x)$ obținem :

$$\int_{-1}^{1}\bar{a}_n(x)\,\bar{a}_m(x)\,dx=\begin{cases}0 & \text{pentru } m\neq n\\ A_n & \text{pentru } m=n\end{cases}$$

unde :

$$A_n=\int_{-1}^{1}\bar{a}_n^2dx=\int_{-1}^{1}(X_n^2+X_{n+1}^2+X_{n+2}^2)\,dx=$$

$$=\int_{-1}^{1}X_ndx+\int_{-1}^{1}X_{n+1}dx+\int_{-1}^{1}X_{n+2}dx$$

$$A_n=\frac{2}{2n+1}+\frac{2}{2n+3}+\frac{2}{2n+5}\cdot$$

3.3. Aproximarea unei funcții vectoriale $F(x)$ pe $[-1, 1]$, după șirul de funcții vectoriale ortogonale (23) se face astfel :

$$\bar{F}(x)\simeq\sum_{n=0}^{\infty}\gamma_n\bar{a}_n(x)$$

unde coeficienți scalari γ_n, sînt dați de :

$$\gamma_n=\frac{1}{A_n}\int_{-1}^{1}\bar{F}(t)\,\bar{a}_n(t)\,dt.$$

Atunci seria generalizată Fourier a funcției vectoriale $\bar{F}(x)$ după șirul de funcții vectoriale ortogonale $\{\bar{a}_n(x) = \bar{i}\,X_n(x) + \bar{j}\,X_{n+1}(x) + \bar{k}\,X_{n+2}(x)\}$ $n=0, 1, 2, 3, \ldots$, pe $[-1, 1]$, are forma :

$$\bar{F}(x) \simeq \sum_{n=0}^{\infty} \left[\frac{1}{A_n} \int_{-1}^{1} \bar{F}(t)\,\bar{a}_n(t)\,dt \right] \bar{a}_n(x).$$

BIBLIOGRAFIE

1. N. Lebedev, *Funcții speciale și aplicațiile lor*. Edit. Tehnică București 1957. pag. 73—97.
2. N. Teodorescu, *Metode vectoriale în Fizica Matematică* vol II. Editura tehnică 1954. pag. 47—48.
3. N. Ciorănescu, *Tratat de Matematici speciale*. Editura didactică și pedagogică București 1963. Ediția II. pag. 354—372.

ПОЛИНОМЫ ЛЕЖАНДРА В ВЕКТОРИАЛЬНОЙ ФОРМЕ

(РЕЗЮМЕ)

Авторы представляют результаты получающиеся при переходе в дифференциальном уравнении Лежандра к векторной неизвестной функции.

В работе исследуются условия ортогональности для векторных решений и возможность приближения данной векторной функции при помощи векторных функций Лежандра.

Полученные результаты распространяются на случай систем дифференциальных уравнений Лежандра в скалярной, векторной и комплексной записи.

LEGENDRE POLYNOME IN VEKTORIELLER DARSTELLUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Verfasser wiedergeben die Ergebnisse die, durch die Ersetzung einer ungekannten Skalarfunktion durch eine vektorielle Funktion bei den Differentialgleichungen Legendre erhalten werden.

Sie untersuchen für die Solutionsvektoren die Ortogonalitätsbedingungen und die Möglichkeit der Annäherung einer Vektorfunktion anhand vektorieller Funktionnen Legendre.

Die Ergebnisse werden auf Differentialgleichungssysteme Legendre in Skalar — Vektoriell — und Lomple darstellung erweitert.

SISTEME DE ECUAȚII DIFERENȚIALE TIP LEGENDRE

DE

S. POENARU și GH. SUCIU

Fie sistemul

$$\begin{cases}(1-x^2)\,u''-2xu'+[\alpha(\alpha+1)-\beta^2]\,u-(2\alpha\beta+\beta)\,v=0\\(1-x^2)\,v''-2xv'+[\alpha(\alpha+1)-\beta^2]\,v+(2\alpha\beta+\beta)\,u=0.\end{cases} \tag{1}$$

Unui astfel de sistem îi zicem de tip Legendre pentru faptul că dacă-l facem pe $\beta=0$, ecuațiile sistemului sînt de tip Legendre.

In cele ce urmează ne propunem să găsim soluția generală a acestui sistem.

Pentru aceasta înmulțim ecuația a doua cu i și adunînd obținem

$$(1-x^2)y''-2xy'+m(m+1)y=0 \tag{2}$$

în care

$$y=u(x)+iv(x) \quad \text{și} \quad m=\alpha+i\beta, \quad (i^2+1=0).$$

Pentru ecuația (2) căutăm soluții de forma:

$$y=\sum_{k=0}^{\infty} a_k x^k \tag{3}$$

unde

$$a_k=a_{k_1}+ia_{k_2}.$$

Calculînd derivatele lui y din (3) și înlocuindu-le în (2) obținem:

$$\sum_{k=0}^{\infty} k(k-1)\,a_k x^{k-2}+a_k\left[\sum_{k=0}^{\infty} m(m+1)-2k-k(k-1)\right]x^k=0. \tag{4}$$

De unde vom căuta o relație de recurentă pentru coeficienții lui x^s $(s=0,1,2,3,\ldots)$ Efectuînd calculele în (4) obținem:

$$a_{s+2}=\frac{(s-m)(m+s+1)}{(s+2)(s+1)}\,a_s \tag{5}$$

de unde pentru $s=0,\ 2,\ 4,\ldots,\ 2p-2$ se obține

$$a_{2p}=(-1)^p\,\frac{(m-2p+2)(m-2p+4)\ldots(m-2)\,m\,(m+1)\ldots(m+2p-1)}{(2p)!}\,a_0 \tag{6}$$

$(p=1,2,3,\ldots)$

Pentru $s=1, 3, 5, 7, \ldots, 2p-1$ tot din (5) se obține:

$$a_{2p+1}=(-1)^p \frac{(m-2p+1)\ldots(m-3)(m-1)(m+2)\ldots(m+2p)}{(2p+1)!}\, a_1 \qquad (7)$$

$(p=1, 2, 3, \ldots)$

Ținînd cont de (3), (6) și (7) obținem:

$$y_I=a_0\left[1+\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p \frac{(m-2p+2)\ldots(m-2)m(m+1)\ldots(m+2p-1)}{(2p)!}x^{2p}\right]$$

$$y_{II}=a_1\left[x+\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p \frac{(m-2p+1)(m-2p+3)\ldots(m-1)(m+2)\ldots(m+2p)}{(2p+1)!}x^{2p+1}\right] \qquad (8)$$

cu ajutorul cărora putem scrie soluția generală sub forma:

$$y=C_1y_I+C_{II}y_{II} \qquad (9)$$

unde

$$\begin{cases} C_I=C_1+iC_2 \\ C_{II}=C_3+iC_4 \end{cases}$$

În continuare arătăm că expresia coeficientului

$$a_{2p}=(-1)^p\frac{E_{2p}}{(2p)!}$$

unde $E_{2p}=(m-2p+2)(m-2p+4)\ldots(m-2)m(m+1)\ldots(m+2p-1)$ din soluția y_I, se poate transforma astfel:

$$\ln E_{2p}=\ln(m-2p+2)+\ln(m-2p+4)+\ldots+\ln(m+2p-1)$$

însă

$$m=\alpha+i\beta$$

deci

$$\ln E_{2p}=\ln[(\alpha-2p+2)+i\beta]+\ln[(\alpha-2p+4)+i\beta]+\ldots+\ln[(\alpha+2p-1)+i\beta]$$

sau

$$\ln E_{2p}=\ln\sqrt{(\alpha-2p+2)^2+\beta^2}+\ln\sqrt{(\alpha-2p+4)^2+\beta^2}+\ldots+\ln\sqrt{(\alpha+2p-1)^2+\beta^2}+$$

$$+i\left[\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta}{\alpha-2p+2}+\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta}{\alpha-2p+4}+\ldots+\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta}{\alpha+2p-1}+2\lambda_{2p}\pi\right]$$

care o mai putem scrie sub forma:

$$\ln E_{2p}=\ln\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2][(\alpha-2p+4)^2+\beta^2]\ldots[(\alpha+2p-1)^2+\beta^2]}+$$

$$+i\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}+2i\lambda_{2p}\pi$$

sau

$$E_{2p}=\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2]\ldots[(\alpha+2p-1)^2+\beta^2]}\cdot e^{i\left[2\lambda_{2p}\pi+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2((\alpha+2k-1)-\beta^2}\right]}$$

sau

$$E_{2p}=\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2]\dots[(\alpha+2p-1)^2+\beta^2]}\left[\cos\left(2\lambda_{2p}\pi+\right.\right.$$

$$\left.+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta^2(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)+$$

$$\left.+i\sin\left(2\lambda_{2p}\pi+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)\right].$$

Deci

$$y_I=a_0\left\{1+\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p\frac{1}{(2p)!}\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2]\dots[(\alpha+2p-1)^2+\beta^2]}\cdot\right.$$

$$\cdot\left[\cos\left(2\lambda_{2p}\pi+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)+\right.$$

$$\left.\left.+i\sin\left(2\lambda_{2p}\pi+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)\right]\right\}.$$

În același mod se află:

$$y_{II}=a_1\left\{x+\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p\frac{1}{(2p+1)!}\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2]\dots[(\alpha+2p-1)^2+\beta^2]}\cdot\right.$$

$$\cdot\left[\cos\left(2\lambda_{2p+1}\pi+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)+\right.$$

$$\left.\left.+i\sin\left(2\lambda_{2p+1}\pi+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)\right]\right\}$$

dar a_0 și a_1 sînt arbitrari de forma:

$$a_0=a_0'+ia_0''$$

$$a_1=a_1'+ia_1''$$

astfel că y_I și y_{II} se mai scriu:

$$y_I=a_0'R_1-a_0''R_2+i[a_0'R_2+a_0''R_1]$$

$$y_{II}=a_1'R_3-a_1''R_4+i[a_1'R_4+a_1''R_3]$$

unde

$$R_1=1+\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p\frac{\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2]\dots[(\alpha+2p-1)^2+\beta^2]}}{(2p)!}\left[\cos\left(2\lambda_{2p}\pi+\right.\right.$$

$$\left.\left.+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)\right]\cdot x^{2p}$$

$$R_2=\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p\frac{\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2]\ldots[(\alpha+2p-1)^2-\beta^2]}\left[\sin\left(2\lambda_{2p}\pi+\right.\right.}{(2p)!}$$

$$\frac{\left.\left.+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)\right]}{(2p)!}\cdot x^{2p}$$

(10)

$$R_3=x+\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p\frac{\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2]\ldots[(\alpha+2p-1)^2+\beta^2]}\left[\cos\left(2\lambda_{2p+1}\pi+\right.\right.}{(2p+1)!}$$

$$\frac{\left.\left.+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)\right]}{(2p+1)!}\cdot x^{2p+1}$$

$$R_4=\sum_{p=1}^{\infty}(-1)^p\frac{\sqrt{[(\alpha-2p+2)^2+\beta^2]\ldots[(\alpha+2p-1)^2+\beta^2]}\cdot\left[\sin\left(2\lambda_{2p+1}\pi+\right.\right.}{(2p+1)!}$$

$$\frac{\left.\left.+\sum_{k=1}^{p}\operatorname{arc\,tg}\frac{\beta(2\alpha+1)}{(\alpha-2k+2)(\alpha+2k-1)-\beta^2}\right)\right]}{(2p+1)!}\cdot x^{2p+1}$$

Soluţia generală a sistemului de ecuaţii diferenţiale tip Legendre are în final forma:

$$\begin{aligned}u&=C_1R_1-C_2R_2+C_3R_3-C_4R_4\\v&=C_1R_2+C_2R_1+C_3R_4+C_4R_3\end{aligned}\qquad(11)$$

BIBLIOGRAFIE

1. I. Gh. Sabac, *Matematici speciale* vol 2. Editura didactică şi pedagogică Buc. 1965. pag. 308—325.
2. Th. Angheluţă, *Curs de teoria funcţiilor de variabilă complexă.* Editura tehnică Buc. 1957. Ediţia II. pag. 189—192.
3. A. N. Crîlov, *Lecţii de calcul prin aproximări.* Editura Literară tehnico-ştiinţifică. Moskva, pag. 248—360.

СИСТЕМЫ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ВИДА ЛЕЖАНДРА

РЕЗЮМЕ

В продолжение нашей работы [1], даем в краткой заметке решения системы дифференциального уравнения (1) называемого вида Лежандра, поскольку уравнения системы, когда $\beta=0$, сводятся к уравнениям вида Лежандра.

Общее решение системы дается в (11), где функции даны в (10).

LEGENDRESCHE DIFFERENȚIALGLEICHUNGSSYSTEME

(ZUSAMMENFASSUNG)

In Fortsetzung unserer Arbeit [1] bringen wir in diesem Artikel die Lösungen des Differentialgleichungssystems (1), das wir Legendre-System benennen, weil für $\beta=0$ erhaltet man eine Legendre — Differentialgleichung.

Die allgemeine Lösung des Systems ist in (11) angegeben, wobei die Funktionen R in (10) ausgedrückt sind.

CONDUCTIBILITATEA ELECTRICĂ A MASELOR DIN SISTEMUL ZrO_2—Cr_2O_3

DE

D. BECHERESCU, R. MINGES, Fr. WINTER

Cercetările experimentale întreprinse în prezenta lucrare asupra maselor din sistemul ZrO_2—Cr_2O_3 obținute prin topire în plasma de argon, au urmărit stabilirea dependenței conductivității electrice în funcție de compoziția maselor, temperatura și tensiunea de lucru.

Rezultatele obținute arată că aceste mase au proprietăți semiconductoare cu un coeficient de temperatură ridicat, ceea ce indică posibilitatea utilizării lor la măsurarea temperaturii.

I. INTRODUCERE

În comparație cu metalele, care prezintă o conductibilitate electronică, care scade cu ridicarea temperaturii, oxizii pot avea o conductibilitate electronică, ionică sau mixtă ionico-electronică, care crește cu ridicarea temperaturii. La temperaturi joase oxizii refractari (ZrO_2, Al_2O_3, MgO, BeO, ThO_2 etc.) fac parte din categoria materialelor cu bune proprietăți izolatoare, care sînt cu atît mai pronunțate cu cît căldura de formare a oxidului este mai mare, proprietatea izolatoare care scade însă mult cu impurificarea oxidului.

În ceea ce privește ZrO_2, el este oxidul superrefractar cu conductibilitatea electronică cea mai ridicată [1], prezentînd din acest motiv la temperaturi normale o rezistență specifică mai mică decît ceilalți oxizi refractari. La temperatura camerei rezistivitatea lui este de ordinul 10^{13}—10^{14} Ωcm. Ca și la alți oxizi rezistivitatea lui poate fi redusă mult prin adaosuri de alți oxizi, constatare făcută încă de W. Nernst, care a folosit acest oxid ca material de bază la obținerea unor filamente rezistente la temperaturi înalte, întrebuințate și în prezent sub denumirea de „filamente Nernst" (cca. 85% ZrO_2 și 15% Y_2O_3). Trebuie arătat că conductibilitatea electrică a bioxidului de zirconiu este îmbunătățită în primul rînd prin adaosul de oxizi ca: Y_2O_3, MgO, CaO etc. cu care acesta formează parțial soluții solide pe care le prezintă și sistemul ZrO_2—Cr_2O_3 [2]. Conductibilitatea electrică a acestor mase este de natură electrono-ionică, conductibilitatea ionică fiind asi-

gurată de migrarea ionilor de oxigen, migrare care este posibilă datorită nodurilor libere pe care o prezintă rețeaua anionică din cristalele mixte, noduri care apar datorită valenței mai mici a cationuuli cu care Zr^{+4} a format soluția solidă [3] [4].

II. PREGATIREA PROBELOR

Ca materii prime, pentru obținerea maselor oxidice studiate s-au folosit drept substanțe de pornire bioxid de zirconiu monoclinic cu o puritate spectrală și oxid de crom pro analysi. Probele, în prealabil uscate timp de 4 ore în etuva la o temperatură de 120 °C, au fost cîntărite la balanța analitică. Tabelul 1 redă concentrațiile amestecurilor de pornire.

Tabelul 1

Proba	% molare		% greutate	
	ZrO_2	Cr_2O_3	ZrO_2	Cr_2O_3
1	90	10	87,95	12,05
2	70	30	65,42	34,58
3	60	40	54,87	45,13
4	50	50	44,77	55,23
5	30	70	25,79	74,21
6	20	80	16,85	83,15
7	10	90	8,27	91,73

Probele cîntărite au fost bine omogenizate pe cale uscată și fasonate prin presare semiuscată la o presiune de aprox. $2 \cdot 10^7$ N/m^2 sub forma unor baghete prismatice cu o secțiune dreptunghiulară de aprox. 0,25 cm^2. După uscarea lor ele au fost topite într-un jet de plasmă de argon cu o putere instalată de 60 kW la aprox. 5 000 °K. Topiturile rezultate s-au solidificat prin răcirea rapidă. Masele obținute au fost majorate, iar din fracțiunea de 40—60 μm (separată prin cernere) s-au confecționat pastile cu un diametru de aprox. 1 cm și o grosime de cca. 0,25 cm. Pastilarea a fost realizată prin presare uscată la $3 \cdot 10^8$ N/m^2 fără adaos de plastifiant, la presă hidraulică. Pentru mărirea rezistenței mecanice a probelor ele au fost sinterizate în continuare la 1 600 °C într-un cuptor cu criptol.

Avîndu-se în vedere că în stare pură cît și sub formă de cristale mixte Cr_2O_3 prezintă deja la 1 300 °C o tensiune de vapori destul de ridicată [5], probele astfel preparate au fost supuse unei analize chimice pentru determinarea raportului real dintre Cr_2O_3 și ZrO_2 în probele finale. Dezagregarea probelor s-a realizat cu $KHSO_4$ și $KClO_3$ iar oxidarea finală a Cr^{+4} cu apă oxigenată în soluție. Rezultatele analizei au arătat că pierderile de Cr_2O_3 nu se ridică peste 6% (deci sînt relativ mici în comparație cu pierderile de pînă la 20% indicate în literatură) ceea ce este explicabil prin timpul de contact relativ scurt pe care îl necesită procesul de topire a maselor în jet de plasmă. In tabelul 2 sînt arătate compozițiile probelor sinterizate supuse determinării conductibilității electrice.

Tabelul 2

Proba	% molare		% greutate	
	ZrO_2	Cr_2O_3	ZrO_2	Cr_2O_3
1	92,5	7,5	90,95	9,05
2	75	25	68,47	31,63
3	63,5	36,5	58,52	41,48
4	53,5	46,5	48,77	51,23
5	35,5	64,5	30,78	69,21
6	26	74	22,15	77,85
7	17	83	14,30	85,70

Pentru verificarea formării unei soluții solide între ZrO_2 și Cr_2O_3 și în cazul topirii amestecurilor în plasmă, probele obținute în condițiile arătate mai sus au fost supuse și unui studiu spectroscopic în infraroșu, realizat cu un spectrograf K. Zeiss Jena UR-10, folosindu-se tehnica pastilării probelor cu bromură de potasiu.

Tabelul 3

Benzile de absorbție în infraroșu a ZrO_2, Cr_2O_3 și amestecurilor din sistemul ZrO_2—Cr_2O_3 topite în jet de plasmă de argon.

Proba	Benzile de absorbție												
ZrO_2		425		450 (u)			515		580			725	1 110 (u)
Cr_2O_3	412		440		455 (u)			575		625	695 (u)		1 095
82,5% mol. Cr_2O_3	415		440					575		625			1 100
71% mol. Cr_2O_3	415		440					575		625			1 100
60,5% mol. Cr_2O_3	415		440					575		625			1 100
51% mol. Cr_2O_3	415		440					575		625			1 100
41,5% mol. Cr_2O_3	420		440			470		575		625			1 100
26,5% mol. Cr_2O_3	415	430	440			470	520		578	625			1 100
16,5% mol. Cr_2O_3		430					515		580				1 100
8,5% mol. Cr_2O_3		430					515		580			730 (u)	1 100

Tabelul 3 cuprinde rezultatele acestor determinări punînd în evidență benzi caracteristice bioxidului de zirconiu doar în domeniul maselor cu o concentrație ridicată în bioxid de zirconiu, în conformitate cu diagrama de stare a sistemului : ZrO_2—Cr_2O_3.

III. DETERMINĂRI EXPERIMENTALE

Rezistența electrică a probelor s-a determinat în curent continuu folosind montajul din figura 1.

S-a ales acest procedeu de măsură pentru a putea sesiza concomitent și eventuala neliniaritate în alura curbelor curent-tensiune a probelor.

În conformitate cu montajul din figura 1, rezistența R_x a probei rezultă din relația :

$$R_x = \frac{U_1 - U}{U} R_e \qquad (1)$$

în care valoarea rezistenței etalon R_e s-a ales în așa fel ca tensiunea maximă ce apare pe ea să nu depășească 1 V, în concordanță cu domeniul de măsură al milivoltmetrului electronic tip „Electrofact" utilizat. Cu ajutorul acestui milivoltmetru se pot efectua citiri cu o eroare maximă de ±1 mV. Tensiunea U_1 s-a măsurat cu un voltmetru magnetoelectric de clasă 0,2.

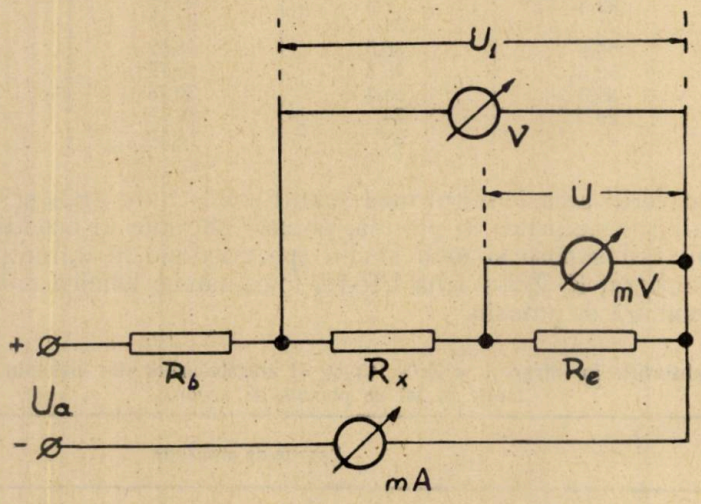


Fig. 1. Montaj pentru determinarea rezistenței probelor.

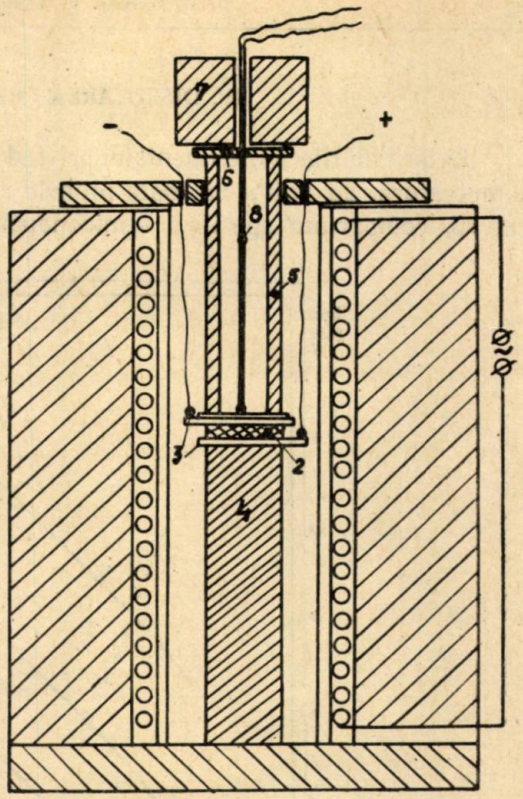
Rezistența balast R_b avea rolul de a proteja redresorul stabilizat tip „Tesla"-BS 275, utilizat ca sursă de curent. Cu ajutorul acestui redresor s-au aplicat probei tensiuni variabile cuprinse între 0 și 200 V.

Determinarea rezistenței probei la diverse temperaturi, s-a efectuat încălzind proba într-un cuptor electric tubular vertical, cu o încălzire reglabilă. Temperatura probei s-a măsurat cu un termocuplu platinrodiu — platină a cărui tensiune a fost urmărită cu un milivoltmetru electronic înregistrător, marca „Laboratorni pristroje" tip EZ-2, de clasă 0,5. Figura 2 redă plasarea probei în cuptor și fixarea ei între două plăci de platină, folosite ca electrozi de contact. Pentru a asigura un contact uniform și constant în timpul determinărilor între proba, în prealabil plan-paralel șlefuită, și electrozii de platină, tubul ceramic (*5*) a fost încărcat cu o greutate adițională (*7*), asigurîndu-se o forță de apăsare totală de aprox. 20 N. Avînd în vedere că grosimea probelor era de 0,25 cm, grosimea plăcilor de platină de 0,05 cm, iar lungimea cuptorului tubular de 40 cm, gradientul longitudinal de temperatură în regiunea probei era neglijabil și ca atare plasarea termocuplului conform schemei din figura 2 nu producea erori în determinarea temperaturii probei. Dealtfel determinarea rezistenței electrice a probei s-a efectuat numai după ce regimul termic din cuptor era staționar, fapt constatat prin intermediul înregistratorului EZ-2.

Aspectul instalației globale de laborator rezultă din figura 3.

Fig. 2. Instalație pentru încălzirea probelor :

1 — cuptor tubular; *2* — proba; *3* — plăci de platină; *4* — suport ceramic; *5* — tub ceramic; *6* — placă ceramică de închidere; *7* — greutate adițională; *8* — termocuplu.



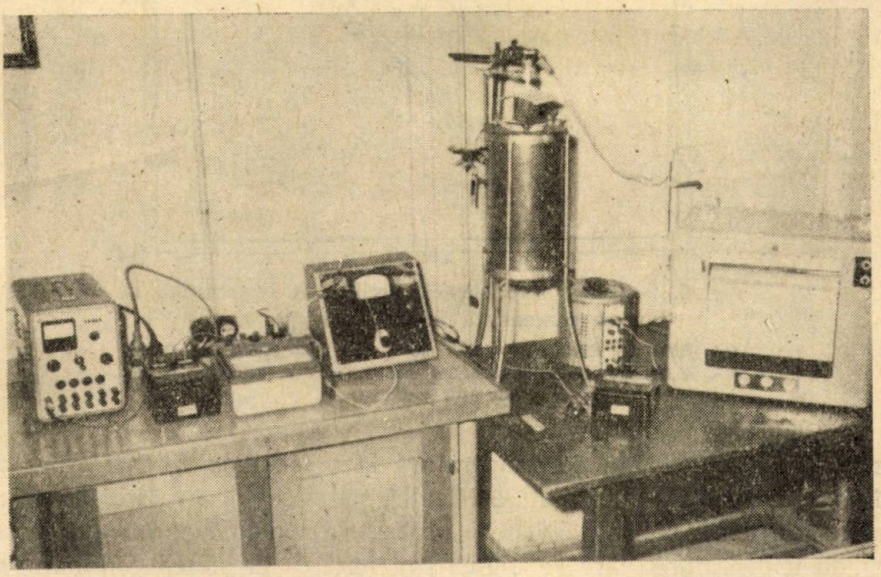


Fig. 3. Instalația de laborator.

IV. DISCUTAREA REZULTATELOR

Determinările experimentale privind variația rezistenței specifice cu temperatură, au arătat că toate probele au un coeficient negativ de temperatură, comportare specifică semiconductorilor. Figura 4 redă dependența

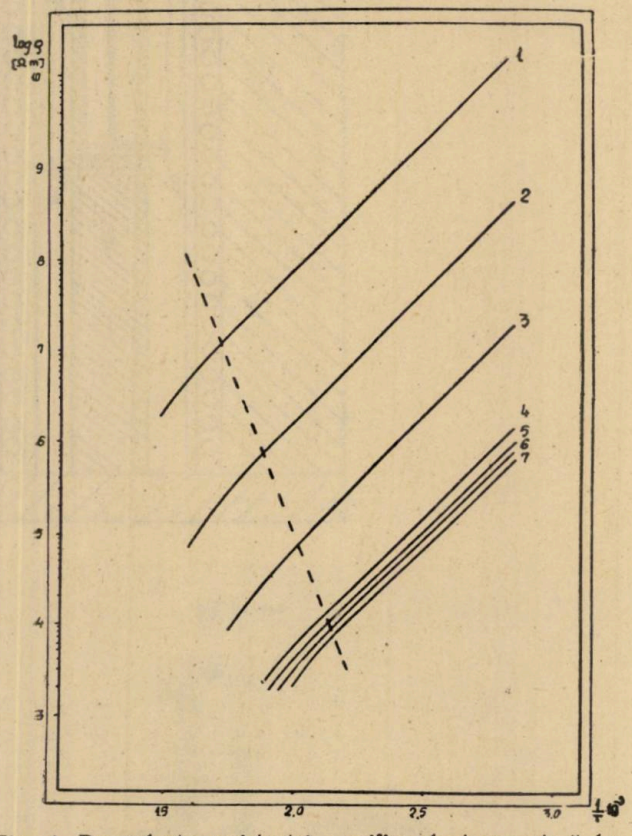


Fig. 4. Dependența rezistenței specifice de temperatură la diverse concentrații în Cr_2O_3 ale probelor:

1 — 7,5% mol Cr_2O_3; *2* — 25% mol Cr_2O_3; *3* — 36,5% mol Cr_2O_3; *4* — 46,5% mol Cr_2O_3; *5* — 64,3% mol Cr_2O_3; *6* — 74% mol Cr_2O_3; *7* — 83% mol Cr_2O_3.

rezistenței specifice față de temperatură la o tensiune de 200 V pe probă avînd pe ordonată logaritmul rezistenței specifice iar în abscisă valoarea reciprocă a temperaturii absolute a probei. Se constată că într-un domeniu larg de temepratură, care se îngustează însă cu creșterea conținutului de Cr_2O_3 al probei, există o dependență liniară între $\log \rho$ și $1/T$, ceea ce do-

vedește că în limita acestui interval, probele se comportă după relația cunoscută a semiconductorilor :

$$R_t = a \cdot e^{b/T} \qquad (2)$$

în care a este o constantă, dependentă de forma și materialul probei iar b — coeficientul energetic al materialului.

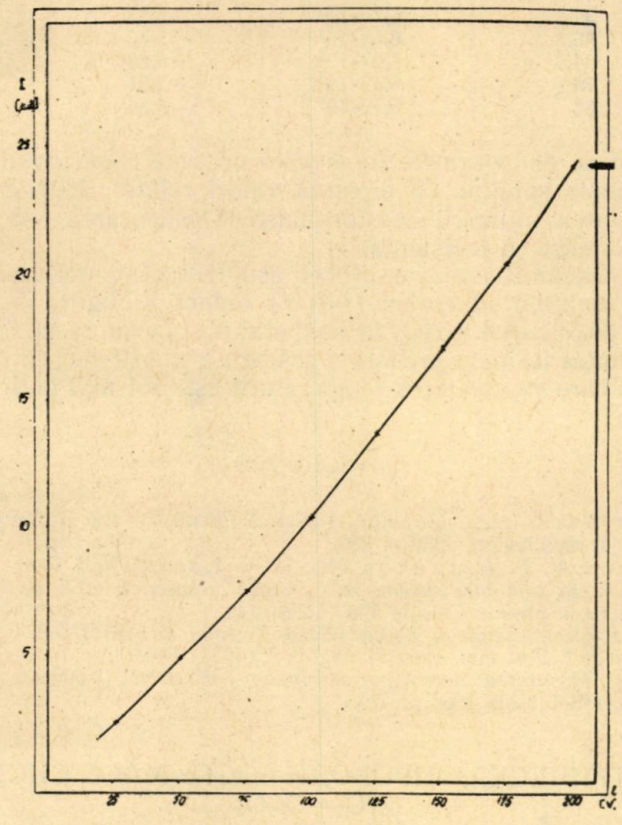


Fig. 5. Caracteristica curent-tensiune a probei cu 36,5% mol. Cr_2O_3 la 548 °K.

In ceea ce privește influența compoziției asupra rezistenței specifice se constată o scădere a acesteia cu creșterea conținutului în Cr_2O_3, scădere care este mai puțin pronunțată în domeniul concentrațiilor peste 50% mol. Cr_2O_3, domeniul soluțiilor solide în sistemul Cr_2O_3—ZrO_2.

In tabelul 4 sînt redate valorile coeficientului b și a coeficientului de temperatură α pentru probele cercetate. După cum rezultă, nu se constată o variație pronunțată a coeficientului energetic cu compoziția probei. Totuși trebuie semnalat faptul că probele cu un conținut mai ridicat în Cr_2O_3 au un coeficient energetic mai mic, ceea ce determină și o scădere corespunzătoare

Tabelul 4

Nr. probei	Conținut în Cr_2O_3 % mol.	b [grade]	$\alpha = -\frac{b}{T^2} 10^2$ [%/grad]	
			348 °K	448 °K
1	7,5	$6,66 \cdot 10^3$	−5,50	−3,32
2	25	$6,68 \cdot 10^3$	−5,52	−3,33
3	36,5	$6,70 \cdot 10^3$	−5,53	−3,34
4	46,5	$6,68 \cdot 10^3$	−5,50	−3,32
5	64,5	$6,37 \cdot 10^3$	−5,25	−3,17
6	74	$6,43 \cdot 10^3$	−5,31	−3,20
7	83	$6,49 \cdot 10^3$	−5,36	−3,23

a coeficientului de temperatură. În ceea ce privește coeficientul de temperatură se mai poate sublinia că prezintă valori relativ ridicate [6] ceea ce indică posibilitatea utilizării acestor mase la măsurarea temperaturii sub formă de termometre cu rezistență.

Influența tensiunii aplicate probei asupra rezistenței acesteia rezultă din caracterul neliniar al curbei $I = f(U)$ redată în figura 5 pentru cazul unei probe cu 36,5% mol. Cr_2O_3 la temperatura constantă de 548 °K. În general s-a constatat la toate probele o scădere a rezistenței cu creșterea tensiunii, scădere care cu creșterea temperaturii este tot mai puțin pronunțată.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Ryshkewitsch, Oxide Ceramics. Physical Chemistry and Technology Ac. Press, New-York, London, 1960 p. 380.
2. N. A. Toropov, V. P. Barzakowski, V. V. Lapin, N. N. Curțeva, *Diagramî sostoiania silikatnîh sistem.* Izd. „Nauka", Moscova, 1966, p. 321.
3. F. Hund, Ztschr. f. physik. Chemie 199 (1950) 142.
4. F. Hund, Z. f. Electrochemie u. anorg. physik. Chemie 55 (1951) 363.
5. E. N. Bunting, I. Res. mat. Bur. Standards 6 (1931) 947.
6. H. F. Grave, *Măsurarea electrică a mărimilor neelectrice* (traducere din limba germană) Ed. Tehn. 1966 p. 179.

ЭЛЕКТРИЧЕСКАЯ ПРОВОДИМОСТЬ МАСС СИСТЕМЫ ZrO_2—Cr_2O_3

РЕЗЮМЕ

В работе исследуются электрические свойства масс ZrO_2—Cr_2O_3 полученые плавлением в плазме-аргона. Экспериментальные определения удельного сопротивления исследованных проб показывают уменьшение с температурой по удельным законам полупроводниковых материалов. В связи с влиянием состава — удельное сопротивление спадает с возрастанием содержания Cr_2O_3.

С ростом напряжения приложенного к пробе, сопротивление последней убывает и по мере возрастания температуры, этот упадок проявляется все меньше и меньше.

DIE ELEKTRISCHE LEITFÄHIGKEIT VON ZrO_2—Cr_2O_3 MASSEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit befasst sich mit der Bestimmung der elektrischen Leitfähigkeit von in einem Argonplasma erschmolzenen ZrO_3—Cr_2O_3 Massen. Die Messungen ergaben einen Leitfähigkeitsanstieg bei Erhöhung der Temperatur, entsprechend den Eigenschaften von Halbleitermassen. Was den Einfluß der Zusammensetzung der Massen betrifft, bewirkt der Chromgehalt ein Ansteigen der Leitfähigkeit. Die Strom-Spannungskurven der Proben ergaben einen nichtliniaren Verlauf, welcher einem Widerstandsrückgang mit steigender Spannung entspricht. Diese Eigenschaft zeigt ebenfalls eine Temperaturabhängigkeit und zwar ist der Widerstandsrückgang mit steigender Temperatur weniger ausgeprägt.

STUDIUL INTERACȚIUNII DINTRE Cr_2O_3 ȘI OXIZII DE ALUMINIU ȘI ZIRCONIU IN PLASMA DE ARGON

DE

D. BECHERESCU, I. MENESSY, FR. WINTER, LIGIA MARCU, FR. MARX

I. STUDIUL SPECTROFOTOMETRIC ȘI MAGNETOCHIMIC

Sistemele binare cu Cr_2O_3 s-au bucurat de o atenție deosebită din partea multor cercetători care au studiat proprietățile magnetice ale sistemelor, diagramele de fuzibilitate etc.

Printre sistemele mai frecvent studiate se numără Al_2O_3—Cr_2O_3 [1], [2], [3]. După cum se cunoaște Al_2O_3 dizolvă Cr_2O_3 formînd soluții solide care în funcție de conținutul în Cr_2O_3 pot fi colorate în roșu sau verde. Variația susceptibilității magnetice a Cr_2O_3 în acest sistem în funcție de concentrație arată un efect antiferomagnetic pronunțat, susceptibiltatea teoretică a ionilor de Cr^{3+} (calculată după formula de spin) realizîndu-se doar la diluții foarte mari. [4], [5], [6], [7].

In ceea ce privește coloratia maselor s-a constatat o variație continuă a culorii de la roșu la verde în funcție de creșterea concentrației în Cr_2O_3. Cauza acestui fenomen după Thilo, Jander și Seemann constă în înlocuirea Cr cu Al în rețeaua Cr_2O_3 astfel ca în locul unor alternanțe Cr-O-Cr-O-Cr să apară Cr-O-Al-O-Cr. Izolarea ionilor de Cr în rețea prin ioni de Al determină culoarea roșie iar învecinarea acestora, culoarea verde. Această explicație pemite calcularea concentrației teoretice maxime a Cr_2O_3 în Al_2O_3, la o repartizare statistică a Cr^{3+}, în cristale mixte la care culoarea roșie se menține pură, însă nu reușește să explice variația culorii cu temperatura.

Cercetările noastre avînd ca scop studiul interacțiunii între componenții unor sisteme oxidice binare în arc de plasmă s-au axat pe sistemele Cr_2O_3—Al_2O_3 și Cr_2O_3—ZrO_2. Problema esențială a fost obținerea unui răspuns la întrebarea dacă viteza mare de reacție conferită sistemului de către temperatura ridicată a arcului compensează sau nu diferența de fuzibilitate a componentelor, adică dacă are loc interacțiunea sau dacă componentele se topesc doar separat obținîndu-se în final tot un amestec al componentelor inițiale. Obținerea rubinurilor pe calea topirii în arc de plasmă pledează

în mod categoric pentru afirmaţia că în arcul de plasmă chiar la o diferenţă apreciabilă a fuzibilităţii componentelor, interacţiunea are loc.

Tehnica de lucru folosită pentru obţinerea maselor prin topire în arc de plasmă a fost descrisă în [9]. Pentru determinarea compoziţiei acestor mase, s-a determinat Cr după metoda descrisă în [8], în cazul maselor din sistemul Cr_2O_3—ZrO_2 dezagregarea efectuîndu-se cu $NaHSO_4$ şi $KClO_3$ şi continuarea oxidării Cr^{3+} în soluţie cu H_2O_2. Masele rezultate prin reacţie au fost cercetate pe calea spectrofotometriei de reflexie iar în cazul sistemului Cr_2O_3—ZrO_2 s-au determinat susceptibilităţile magnetice. Spectrele de reflexie au fost obţinute cu un spectrofotometru UNICAM SP 800 după tehnica descrisă în [10], iar susceptibilităţile magnetice s-au determinat la o magnetobalanţă tip Faraday cu un electromagnet Weiss.

Rezultatele obţinute asupra sistemului Cr_2O_3—Al_2O_3 confirmă datele din literatură asupra variaţiei culorii în funcţie de concentraţia Cr^{3+} din masa supusă topirii.

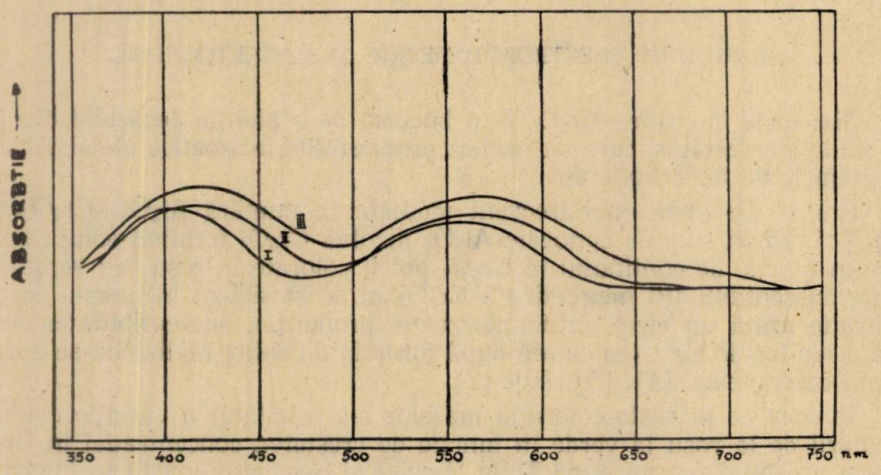


Fig. 1. Spectre de reflexie ale unor mase din sistemul Cr_2O_3—Al_2O_3 : *I* — 4,5% mol. Cr_2O_3; *II* — 22,5% mol. Cr_2O_3; *III* — 32% mol. Cr_2O_3.

După cum rezultă din tabelul 1 spectrele de reflexie ale maselor cercetate prezintă o constanţă a maximelor de absorbţie pînă la concentraţii de 8% Cr_2O_3 după care are loc o deplasare treptată spre roşu a ambelor benzi. Această deplasare corespunzînd apariţiei unei nuanţe verzi are loc în tot domeniul de concentraţie studiat, ca abia peste 56% poziţia maximelor să corespundă celor ale Cr_2O_3 pur (560 şi 600 nm fig. 2). Se remarcă de asemenea că creşterea conţinutului în Cr_2O_3 determină o creştere destul de regulată a intensităţii coloraţiei în domeniul de concentraţie amintit, pentru ca la concentraţii mai mari să apară o tendinţă de constanţă sau chiar scădere. Alături de cele semnalate mai trebuie remarcat şi relaţia constantă a semilăţimii benzilor pînă la concentraţii în jur de 20% urmată de o lărgire a benzilor la concentraţii mai mari (fig. 3).

Tabelul 1

Caracteristicile spectrale ale maselor din sistemul Al_2O_3—Cr_2O_3

Compoziția % mol. Cr_2O_3	max. I. nm	E max.	cm^{-1}	max. II. nm	E max.	cm^{-1}
0,75	405	0,170	4 403	554	0,130	2 928
0,95	405	0,230	4 650	554	0,160	3 165
1,1	405	0,220	4 381	554	0,170	3 023
1,4	405	0,260	4 317	554	0,195	2 956
1,8	405	0,310	4 605	554	0,230	3 165
2,5	405	0,340	4 583	554	0,260	3 102
3,1	405	0,280	4 432	554	0,225	2 917
4,5	405	0,305	4 679	554	0,250	2 962
7	405	0,325	4 605	554	0,270	2 979
8	405	0,370	4 755	554	0,305	3 046
13	410	0,345	4 903	560	0,310	3 051
15	410	0,380	5 074	560	0,320	3 090
17	413	0,355	4 732	564	0,310	3 067
22,5	415	0,380	5 142	566	0,300	3 106
27,5	414	0,510	5 514	565	0,430	3 711
32	419	0,480	6 165	570	0,420	3 957
36,5	420	0,440	6 280	570	0,380	4 361
41	425	0,460	6 682	575	0,410	4 520
46,5	426	0,415	6 765	577	0,360	4 535
50	430	0,430	6 595	578	0,380	4 611
56	434	0,420	6 817	582	0,380	4 753

Valoarea corespunzătoare primei porțiuni a curbelor din figura 3 este foarte apropiată de cea a Cr_2O_3, pe cînd pe porțiunea a doua curba tinde spre valorile corespunzătoare Cr_2O_3 topit în arc (topire ce duce la lărgirea benzilor cu micșorarea concomitentă a E_{max}, însă cu menținerea constantă a poziției maximelor de absorbție (figura 2).

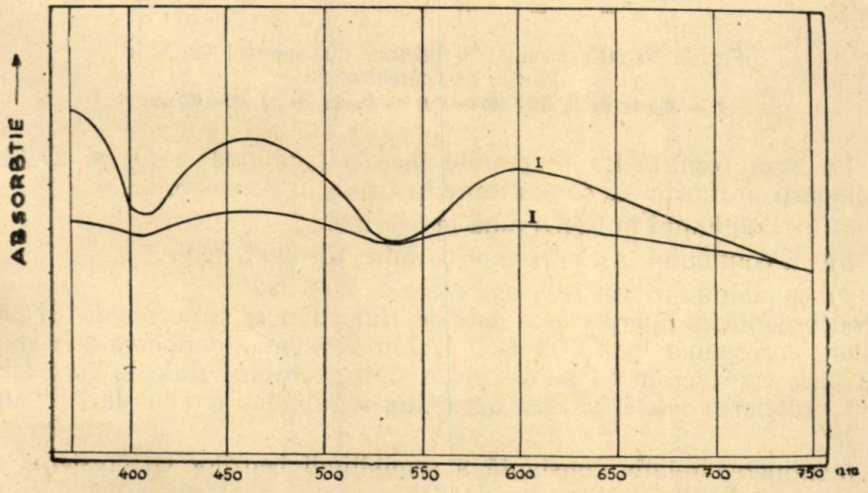


Fig. 2. Influența topirii în plasma de argon asupra spectrului de reflexie a Cr_2O_3.
I — Cr_2O_3; *II* — Cr_2O_3 topit.

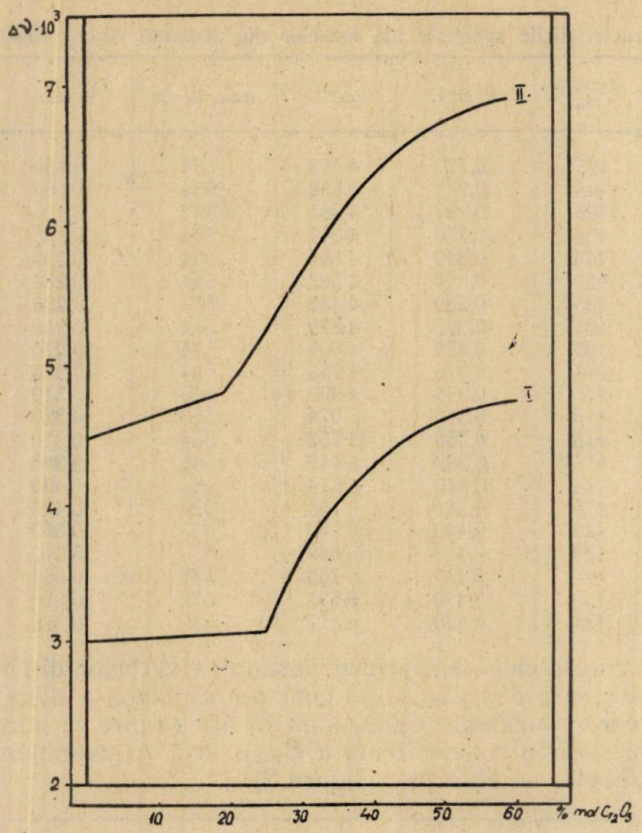


Fig. 3. Variația semilățimii benzilor din spectrul Cr_2O_3 în funcție de concentrație :
I — Banda de la 550—600 nm; *II* — Banda de la 405—460 nm.

Pe baza rezultatelor prezentate masele conținînd Al_2O_3 și Cr_2O_3 se pot împărți în funcție de concentrație în Cr_2O_3 în 3 categorii :

a) cu conținutul în Cr_2O_3 pînă la 8% mol.

b) cu conținutul în Cr_2O_3 cuprins între 10—20% mol.

c) cu conținutul în Cr_2O_3 mai mare de 20% mol.

În concordanță cu interpretarea dată de Thilo, Jander și Seemann [8] prima porțiune corespunde ionilor de Cr^{3+} izolați în rețea. Menținerea unei nuanțe roșii pure considerăm că se datorește și temperaturii ridicate care favorizează ordonarea rețelei și deci dispoziția regulată a ionilor de Al^{3+} în jurul Cr^{3+}.

Menținerea relativ constantă a semilățimii benzilor cu creșterea concentrației în Cr_2O_3 peste limita de 8% cu toată deplasarea maximelor de absorbție, considerăm că este cauzată de distribuția regulată a ionilor de Cr^{3+} în rețeaua Al_2O_3, astfel încît chiar dacă apar contacte Cr-Cr acestea

apar în mod ordonat adică cu scăderea regulată a numărului de ioni de Al^{3+} ce înconjoară un Cr^{3+} dat.

Lărgirea ulterioară însemnată a benzilor se datorește suprapunerii peste spectrul determinat de ioni de Cr^{3+} coordinați de ioni de Al^{3+}, a spectrului excesului de Cr^{3+} și ca atare semilățimea tinde spre o valoare apropiată a Cr_2O_3 topit în arc de plasmă. Pentru a verifica această ipoteză am realizat pentru comparație un amestec mecanic a unei mase cu concentrația Cr_2O_3 de 2% cu Cr_2O_3 topit în arc astfel ca concentrația acestuia să ajungă la 50%.

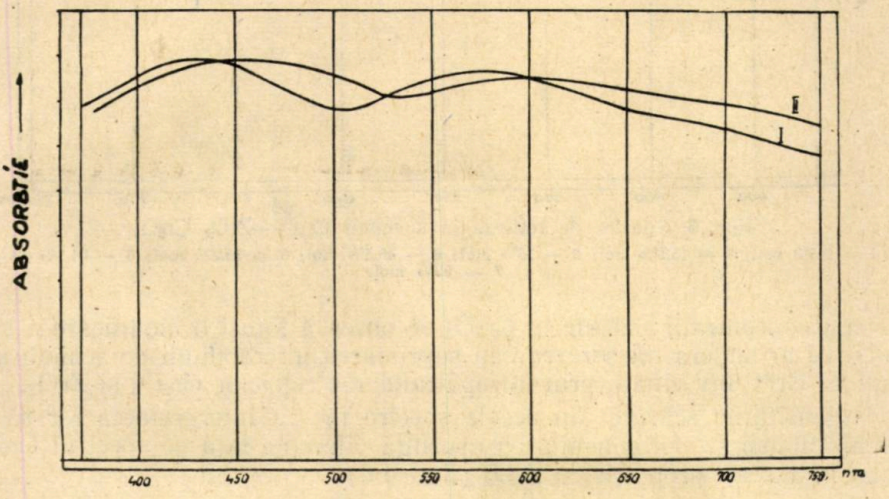


Fig. 4. Spectre de reflexie ale unor mase cu 50% mol. Cr_2O_3 :
I — Soluție solidă; *II* — Amestec mecanic.

Cele două spectre din figura 4 se prezintă sub același raport ca și spectrele maselor din grupa b și c.

Sistemul Cr_2O_3—ZrO_2 este mult mai puțin studiat în comparație cu sistemul Cr_2O_3—Al_2O_3. Datele existente asupra acestui sistem indică formarea unor soluții solide pentru compozițiile bogate în Cr (~ 60%) [11] iar la concentrații mai mici masele rezultate prin topire sînt alcătuite din cristale mixte limită și ZrO_2. Faptul că formarea soluțiilor solide are loc doar la concentrații mari în Cr_2O_3, duce la ipoteza că spectrele de reflexie în acest sistem trebuie să fie identice cu cele ale Cr_2O_3 pur. Aceasta întrucît la concentrații mici de Cr_2O_3, amestecul mecanic al componentelor nu poate determina izolarea ionilor de Cr^{3+} ca în cazul precedent, iar la concentrații ridicate în Cr_2O_3 cantitatea de ZrO_2 nu este suficientă pentru a suprima învecinarea acestora în rețea.

In concordanță cu cele arătate spectrele de reflexie ale maselor din sistemul Cr_2O_3—ZrO_2 (figura 5) prezintă maximele caracteristice Cr_2O_3 și au alura spectrului Cr_2O_3 topit în arc de plasmă.

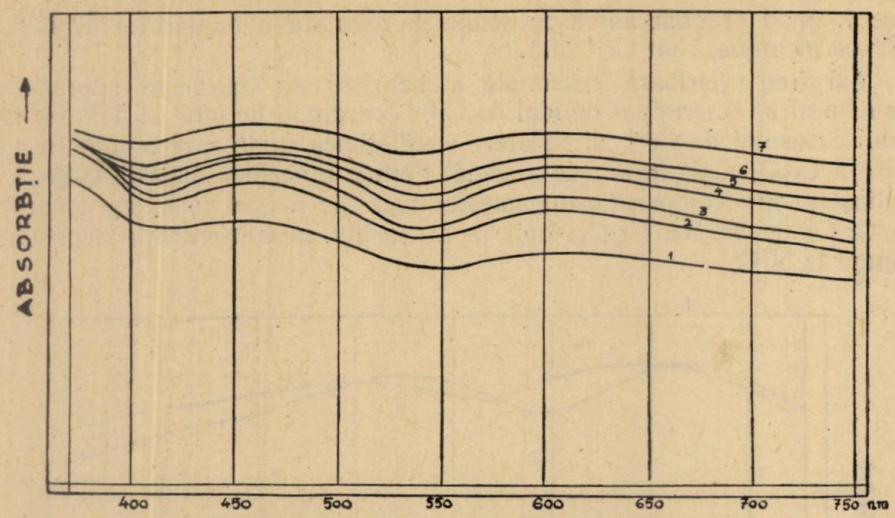


Fig. 5. Spectre de reflexie în sistemul Cr_2O_3—ZrO_2 Cr_2O_3:
1 — 7,5% mol; *2* — 15,8% mol; *3* — 25% mol; *4* — 46,5% mol; *5* — 55,3% mol; *6* — 64,5% mol; *7* — 83% mol.

La concentrații scăzute în Cr_2O_3 se observă totuși o modificare a spectrelor ce ar sugera micșorarea sau suprimarea interacțiunii de schimb între ionii de Cr^{3+} învecinați, prin întrepătrunderea rețelelor Cr_2O_3 și ZrO_2.

Intensitățile scăzute din aceste spectre fac ca interpretarea lor să fie greoaie, totuși se pot constata cu ușurință diferențe față de spectrul Cr_2O_3, diluat în aceeași proporție cu ZrO_2 (figura 6).

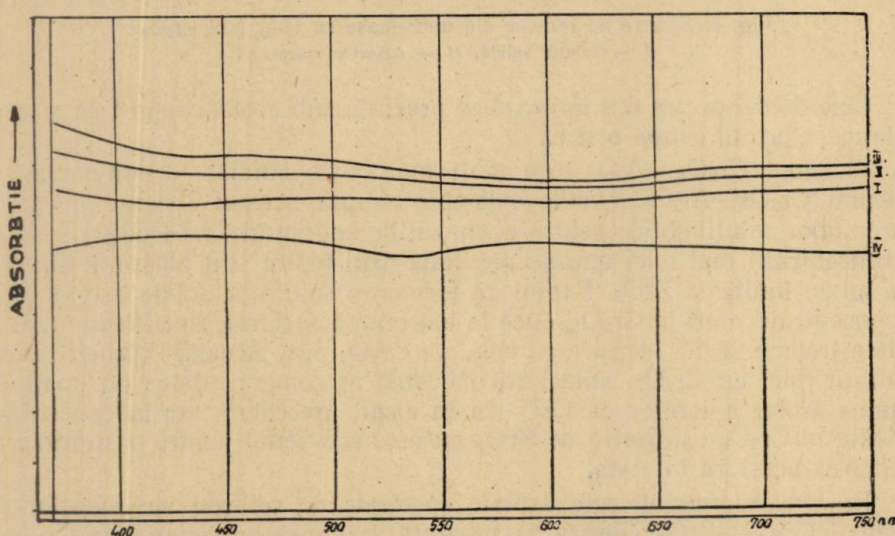


Fig. 6. Spectre de reflexie a unor mase din sistemul Cr_2O_3—ZrO_2:
I — Cr_2O_3 — 1% mol.; *II* — Cr_2O_3 — 2,5% mol.; *III* — 5% mol.; *IV* — amestec mecanic 1% Cr_2O_3.

Aceste spectre se caracterizează prin deplasarea batocromă a benzilor Cr_2O_3 (de la 600 peste 750 nm și de la 460 la 500 nm) spre deosebire de spectrele rubinurilor care prezintă o deplasare hipsocromă a acelorași benzi. Cu creșterea concentrației forma benzilor se modifică, mai accentuat în domeniul 400—500 nm, ajungînd ca la 7,5% Cr_2O_3 să corespundă cu spectrul Cr_2O_3 pur.

Întrucît proprietățile magnetice pentru sistemul Cr_2O_3—Al_2O_3 au fost cercetate amănunțit [6] [8] am determinat susceptibilitățile magnetice doar pentru masele din sistemul Cr_2O_3—ZrO_2.

Susceptibilitatea magnetică a fost determinată asupra unor epruvete prismatice de dimensiuni constante obținute prin presare și sinterizare din materialul rezultat la topirea în arc. După cum rezultă din aceste determinări și după cum era de așteptat masele obținute sînt paramagnetice (antiferomagnetice). Topirea în plasmă nu modifică sensibil proprietățile magnetice ale Cr_2O_3; astfel susceptibiltatea Cr_2O_3 topit în arc prezintă o variație de 5% față de susceptibilitatea Cr_2O_3 pur.

Rezultatele măsurătorilor sînt prezentate în figura 7.

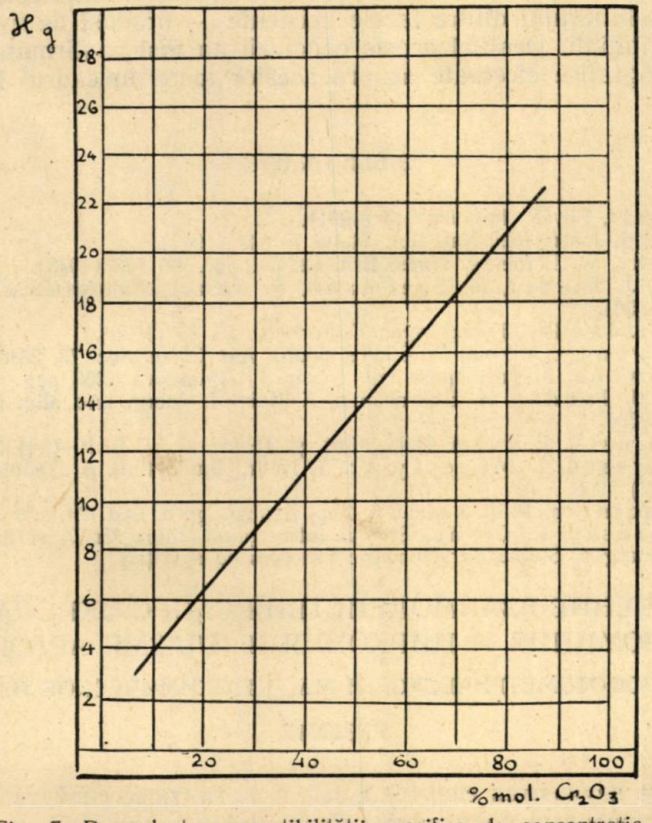


Fig. 7. Dependența susceptibilității specifice de concentrația Cr_2O_3 în sistemul Cr_2O_3—ZrO_2.

După cum rezultă din figură dependenţa susceptibilităţii magnetice de concentraţia Cr_2O_3 poate fi considerată cu o destul de bună aproximaţie lineară şi ca atare determinările magnetice pot servi pentru aprecierea concentraţiilor cromului din aceste mase.

Susceptibilitatea ionului Cr^{3+} calculată pentru aceste mase, din datele de mai sus prezintă variaţia caracteristică substanţelor antiferomagnetice la diluţie izomorfă numai la concentraţii scăzute în Cr_2O_3. Concentraţia limită — 46,5% — este foarte apropiată de compoziţia eutecticului sistemului. La concentraţii mai ridicate în Cr_2O_3 susceptibilitatea ionică prezintă o mică creştere.

Această comportare în concordanţă cu evoluţia spectrelor de reflexie (fig. 5) este însă în contradicţie cu prevederile diagramei de stare a sistemului [11]. Conform celor prezentate rezultă formarea unor soluţii solide şi în domeniul concentraţiilor scăzute în Cr_2O_3 iar în domeniul concentraţiilor peste compoziţia eutectică coexistenţa a 2 faze paramagnetice, probabil soluţia solidă şi Cr_2O_3.

Această situaţie este rezultatul condiţiilor specifice de obţinere a maselor — topire la temperaturi ridicate şi răcire bruscă — cînd este de aşteptat îngheţarea echilibrului dintre fazele existente — produşi de interacţiune şi componenţi iniţiali. Dealtfel aceste concluzii au fost confirmate de cercetările röntgenografice efectuate asupra acestor mase în cadrul laboratorului nostru [12].

BIBLIOGRAFIE

1. B. V. Thosar, Physic. Rev. 60, 616 (1941).
2. E. Bunting, Journ. Res. Nat. Bur. Stand. 6, 947 (1931).
3. W. T. Wilde, W. I. Rees, Trans. Brit. Ceram. Soc. 42, 123 (1943).
4. E. Thilo, J. Jander, H. Seeemann, R. Sauer, Naturwissenschaften 37, 399 (1950).
5. E. Thilo, J. Jander, Forschungen V. Fortschr. 26, 35 (1950).
6. P. W. Selwood, L. Lyon, M. Ellis, Journ. Am. Chem. Soc. 73, 2310 (1951).
7. P. W. Selwood, Magnetohimia Izd. Inostr. Lit. Moscova 1958 pag. 177—179.
8. E. Thilo, J. Jander, H. Seemann, Zeitschr. f. anorg. und allg. Chemie 279, 2, (1955).
9. D. Becherescu, E. Ivan, Bul. Ştiinţ. şi Tehnic al I.P.T. 10 (24) 21 (1965).
10. D. Becherescu, I. Menessy, Fr. Wintr, Bul. Ştiinţ. şi Tehnic al I.P.T. 13 (27) 1968.
11. V. F. Smacinaia, P. I. Saldau, Zap. Lening. gorn, inst. 24, 153 (1950).
12. D. Becherescu, R. Cipău, Studiul interacţiunii dintre Cr_2O_3 şi ZrO_2 în plasma de argon. Studiu difractometric (In curs de apariţie).

ИЗУЧЕНИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ Cr_2O_3 С ОКИСЛАМИ АЛЮМИНИЯ И ЦИРКОНИЯ В ПЛАЗМЕ АРГОНА

I. СПЕКТРОФОТОМЕТРИЧЕСКОЕ И МАГНИТОХИМИЧЕСКОЕ ИЗУЧЕНИЕ

РЕЗЮМЕ

В работе изучаются спектральные и магнитные свойства иона Cr^{3+} в массах полученных плавлением Cr_2O_3 с Al_2O_3 или ZrO_2 в плазме аргона.

Спектры отражения масс системы Cr_2O_3—Al_2O_3 показали гипсохроматическое отклонение максимальных значений абсорбции с ростом разбавления, по сравнению с Cr_2O_3 в соответствии с изменением цвета от зеленного к красному. При этой системе, полуширина полос, в широкой области концентрации, приближается к значениям чистого Cr_2O_3. Расплавление в плазме не изменяет положения максимальных значений абсорбции Cr_2O_3, но приводит к значительному росту их полуширины.

В случае системы Cr_2O_3—ZrO_2 спектры сходны как по полуширине полос, так и по положению максимума со спектром отражения Cr_2O_3 расплавленного в плазме. Только при очень малых концентрациях Cr_2O_3 заметно батохромное перемещение по отношению к чистому Cr_2O_3. Определение магнитных свойств масс системы Cr_2O_3—ZrO_3 показало линейное изменение удельной восприимчиваети в зависимости от концентрации Cr_2O_3.

DIE UNTERSUCHUNG DER WECHSELWIRKUNG VON Cr_2O_3 MIT Al_2O_3 UND ZrO_2 IM ARGON—PLASMA

I. SPEKTROPHOTOMETRISCHE UND MAGNETOCHEMISCHE UNTERSUCHUNGEN (ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wurden Spektral- und magnetische Eigenschaften des Cr^{3+} -Ions in Massen, die durch Schmelzen von Gemischen des Cr_2O_3 mit Al_2O_3 und ZrO_2 in einem Argon—Plasmastrahl erhalten wurden, untersucht.

Die Reflexionsspektren der Massen aus der Mischreihe Cr_2O_3—Al_2O_3 weisen bei zunehmender Verdünnung, im Einklang mit der Änderung der Farbe von grün nach rot, eine hypsochrome Verschiebung der Absorbtionsmaxima gegenüber denen von Cr_2O_3 auf. Die Halbwerte der Bandbreiten nähern sich in einem großen Konzentrationsbereich denen des reinen Cr_2O_3. Durch das Schmelzen im Plasmastrahl werden die Absorbtionsmaxima des Cr_2O_3 nicht weiter verschoben, der Halbwert ihrer Bandbreiten nimmt jedoch zu.

Bei den Massen der Mischreihe Cr_2O_3—ZrO_2 sind sowohl die Halbwerte der Bandbreiten als auch die Lage der Maxima ihrer Spektren denen des im Plasmastrahl geschmolzenen Cr_2O_3 ähnlich. Nur bei sehr kleinen Konzentrationen des Cr_2O_3 konnte eine batochrome Verschiebung festgestellt werden.

Die Messungen der magnetischen Eigenschaften von Massen der Mischreihe Cr_2O_3—ZrO_2 ergaben eine lineare Abhängigkeit ihrer spezifischen Suszeptibilität vom Cr_2O_3-Gehalt.

STABILITATEA TERMICĂ A SĂRURILOR DE ZINC ALE UNOR ACIZI DICARBOXILICI

DE

FR. MIHAI, ARIANA MORARU, GR. POP

Se urmărește termogravimetric, stabilitatea termică a sărurilor de zinc ale acizilor oxalic, malonic, adipic, sebacic și ftalic, în stare pură și pe suport de cărbune activ.

Descompunerea termică prin încălzirea continuă, precum și prin încălzirea izotermă, arată că stabilitatea sărurilor în stare pură este mai pronunțată decît pe cărbune. Mecanismul descompunerii termice este complex și cu ajutorul ecuației cinetice globale $\log y = \log y_0 - A\left(1 - \frac{1}{1+\tau}\right)$ se poate aprecia cantitatea de substanță descompusă.

Se obțin indicații prețioase pentru folosirea acestor săruri în sinteze catalitice.

Sărurile de zinc ale acizilor acetic și adipic, se folosesc în mod curent în sinteze catalitice eterogene, folosindu-se ca suport cărbunele [1—2].

Activitatea catalitică a substanței active scade cu timpul și pentru desfășurarea procesului, este nevoie de ridicarea temperaturii.

Într-o lucrare anterioară [3], s-a presupus că inactivarea catalizatorului, este cauzată de descompunerea termică a substanței active și prin analiza termogravimetrică, s-a stabilit intervalul de temperatură în care substanța activă este stabilă un anumit interval de timp, asigurînd desfășurarea sintezei catalitice cu randament satisfăcător.

În lucrarea de față, se intreprinde un studiu al descompunerii termice a adipatului și sebacatului de zinc menționați în literatură, cît și a sărurilor de zinc ale acizilor oxalic, malonic, și ftalic.

Acești acizi dicarboxilici diferă între ei prin mărimea moleculei și este foarte probabil ca aceasta să influențeze asupra stabilității termice a sărurilor pure, precum și asupra modului de legare de suport. Este deci de așteptat ca suprafața specifică a cărbunelui precum și mărimea porilor să aibă rol hotărîtor în stabilitatea termică a sărurilor pe suport.

În plus oxalatul de zinc trece prin încălzire direct în oxid de zinc [4], iar celelalte săruri studiate, dau compuși intermediari [5], modificînd prin aceasta mecanismul descompunerii.

Descompunerea termică s-a urmărit cu o termobalanță de 10^{-4} g iar temperatura s-a citit la un milivoltmetru W. C. Heraeus, 17 mV, Pt-PtRh [6].

REZULTATE EXPERIMENTALE

A. Studiul termogravimetric al sărurilor pure

Comportarea termică a sărurilor de zinc ale acizilor dicarboxilici studiați, s-a prezentat în figura 1. Alura termogramelor este aceeași, atît în aer cît și în atmosferă de butan; deci mediul nu influențează asupra des-

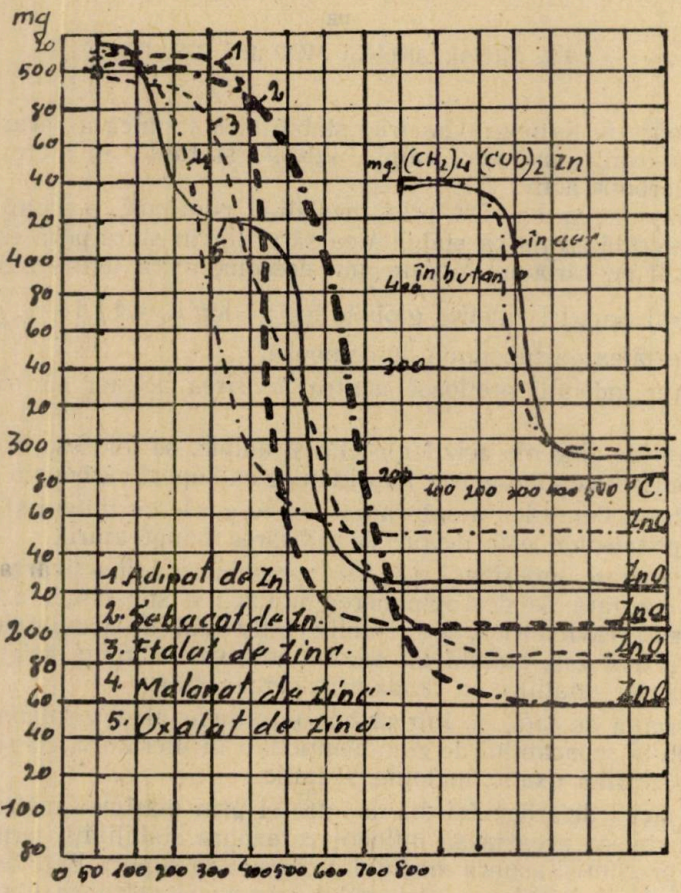


Fig. 1. Termogramele sărurilor de zinc în stare pură.

făşurării procesului. Din examinarea termogramelor, se desprinde că adipatul de zinc manifestă stabilitatea cea mai pronunțată, iar malonatul de zinc cea mai redusă.

B. Studiul termogravimetric al sărurilor pe suport de cărbune

Pentru anumite sinteze industriale, prezintă importanță deosebită stabilitatea acestor săruri pe suport de cărbune. Suprafața specifică a cărbunelui s-a calculat din ramura de desorbție a benzenului, pentru izoterma de 22 °C, folosind forma liniarizată a ecuației BET [7], iar izotermele de desorbție au fost determinate după metoda cinetică a lui G. Niac [8].

Impregnarea cărbunelui cu săruri de zinc s-a făcut prin spălarea prealabilă a acestuia cu o soluție de HNO_3 5%, uscarea la 150 °C și introducerea într-o soluție de $ZnCl_2$ M. După uscarea la 110 °C timp de 4 ore, cărbunele s-a introdus într-o soluție formată din 1 mol de acid organic și 2 moli de hidroxid de sodiu. După uscare la 150 °C, cărbunele impregnat se spală pînă la reacția negativă pentru Cl^-, apoi se usucă la 110 °C.

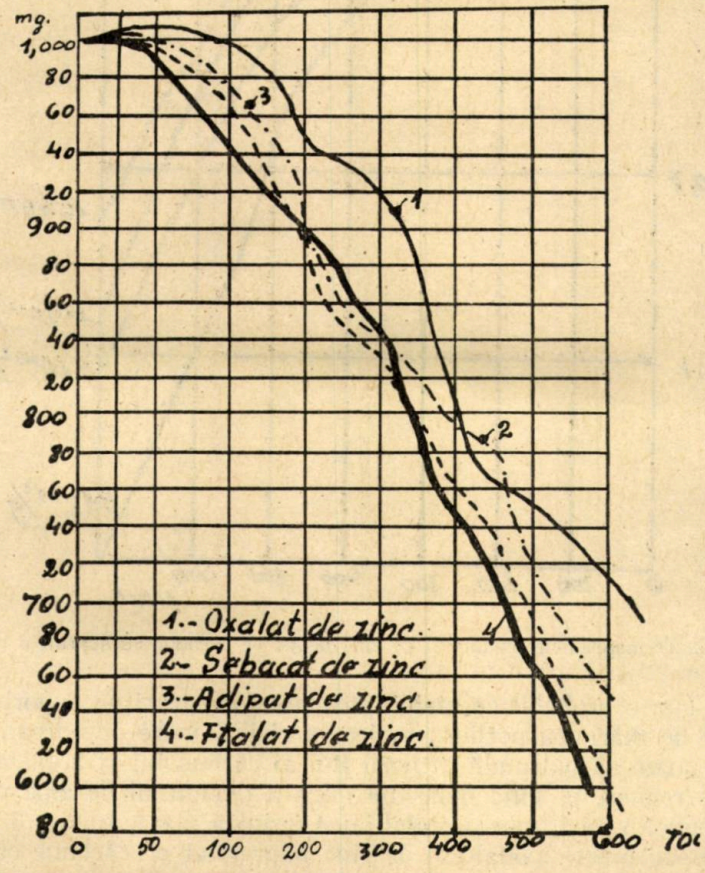


Fig. 2. Termogramele sărurilor de zinc depuse pe cărbune cu s=1 044 m²/g.

În fig. 2, s-au prezentat termogramele cărbunelui impregnat cu suprafața specifică $s = 1\,044\ m^2/g$. Din examinarea acestora se deduce că stabilitatea termică a sărurilor de zinc pe suport de cărbune este mult micșorată, în afară de oxalatul de zinc, care manifestă aceeași stabilitate (250 °C) ca și în lipsa suportului.

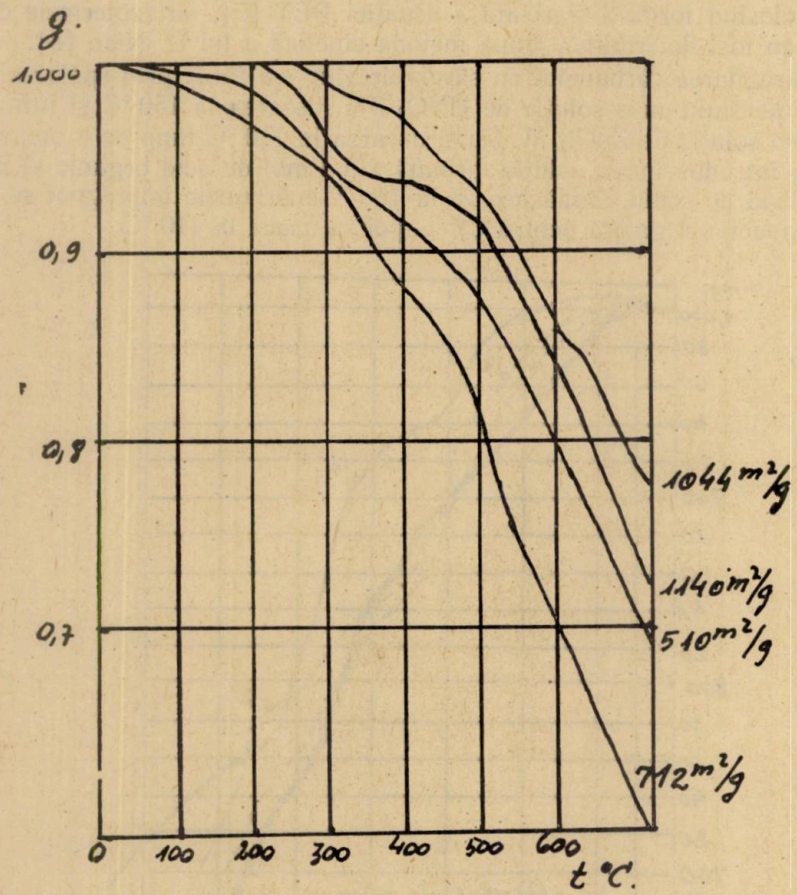


Fig. 3. Termogramele oxalatului de zinc depus pe cărbune cu suprafețe diferite.

Este foarte probabil ca stabilitatea acestor săruri pe suport, să fie determinată de mărimea porilor ; molecula ciclică mare de adipat, sebacat și ftalat nu poate să pătrundă în porii fini ai cărbunelui și aceasta duce la o stabilitate redusă, pe cînd molecula mică a oxalatului de zinc pătrunde în porii cărbunelui păstrîndu-și stabilitatea termică mare. În fig. 3 s-au reprezentat termogramele oxalatului de zinc impregnat pe cărbune cu suprafață specifică diferită ; se deduce că stabilitatea cea mai pronunțată se obține la cărbunele cu $s = 1\,044\ m^2/g$.

In fig. 4 s-au reprezentat termogramele adipatului de zinc pe cărbune cu suprafață specifică diferită ; se deduce că stabilitatea cea mai pronunțată se obține la cărbunele cu $s = 1\,140\ m^2/g$.

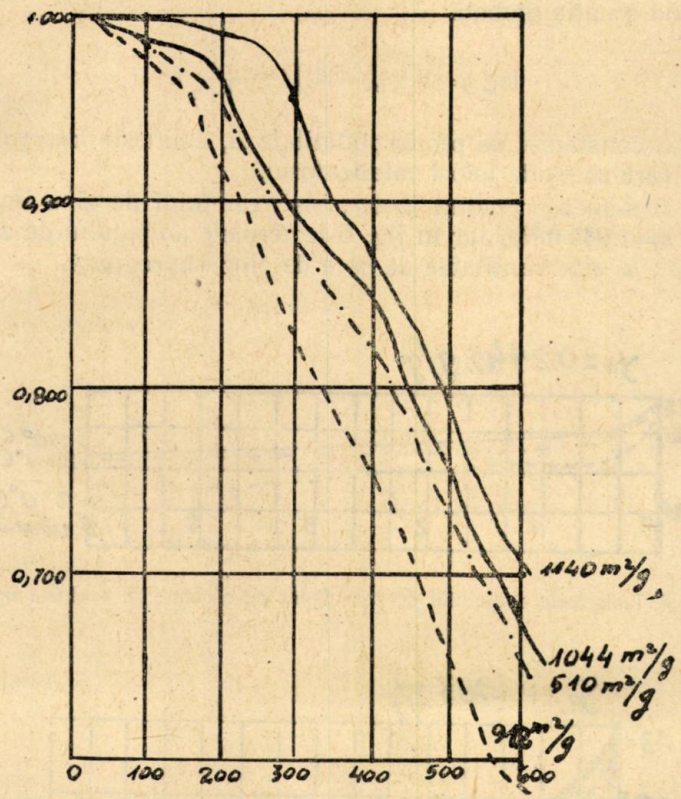


Fig. 4. Termogramele adipatului de zinc depus pe cărbune cu suprafețe diferite.

Datele experimentale arată diferențieri și în cantitatea de sare impregnată, în funcție de suprafața cărbunelui. In tabelul 1 se dau cantitățile impregnate pe diferite sorturi de cărbune, pentru oxalat și adipat de zinc.

Tabelul 1

Suprafața în m^2/g	510	712	1 044	1 140
Adipat de zinc g/g cărbune.	0,1056	0,1072	0,2145	0,0874
Oxalat de zinc g/g cărbune.	0,179	0,1848	0,2983	0,1958

In practica sintezelor catalitice, interesează numai acel interval de temperaturi, în care substanța activă se păstrează nedescompusă, sau se descompune parțial. In acest scop se folosește încălzirea izotermă ; izotermele vor da o familie de curbe, din care se poate calcula fracțiunea nedescompusă, folosind ecuația globală [3]:

$$\log y = \log y_0 - A\left(1 - \frac{1}{1+\tau}\right).$$

Valoarea constantei de proporționalitate A, definește intervalul de temperatură în care se poate folosi catalizatorul.

In fig. 5 s-au reprezentat izotermele oxalatului de zinc impregnat pe cărbune cu $s = 1\,044$ m²/g, iar în fig. 6 izotermele adipatului de zinc pe același cărbune ; y_0 este cantitatea de sare de zinc impregnată.

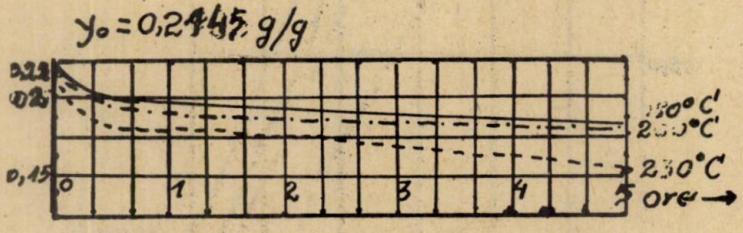


Fig. 5. Izotermele oxalatului de zinc depus pe cărbune cu $s = 1\,044$ mp/g.

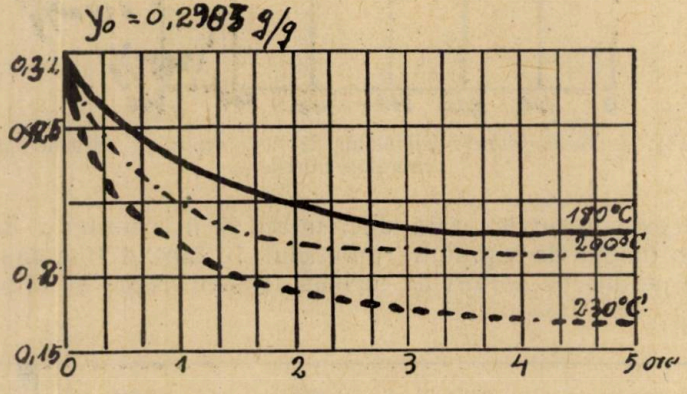


Fig. 6. Izotermele adipatului de zinc depus pe cărbune cu $s = 1\,044$ mp/g.

In tabelul 2 se dau valorile lui A, precum și cantitățile de substanță descompusă ; din aceste valori se deduce că oxalatul de zinc este mai stabil decît adipatul de zinc.

Tabelul 2

Oxalat de zinc pe cărbune cu $s=1\,044\ m^2/g$.	°C	200	225	240
	A	0,1232	0,1399	0,2423
	% descompus	12,1	14,0	23,3
Adipat de zinc pe cărbune cu $s=1\,044\ m^2/g$.	°C	180	200	230
	A	0,3401	0,4329	0,6950
	% descompus	30,8	34,5	44,2

Stabilitatea termică a sărurilor impregnate pe cărbune, depinde nu numai de suprafața specifică, ci și de structura poroasă a cărbunelui. În fig. 7 s-au reprezentat curbele de repartiție a mărimii razei porilor, pentru diferite sorturi de cărbune.

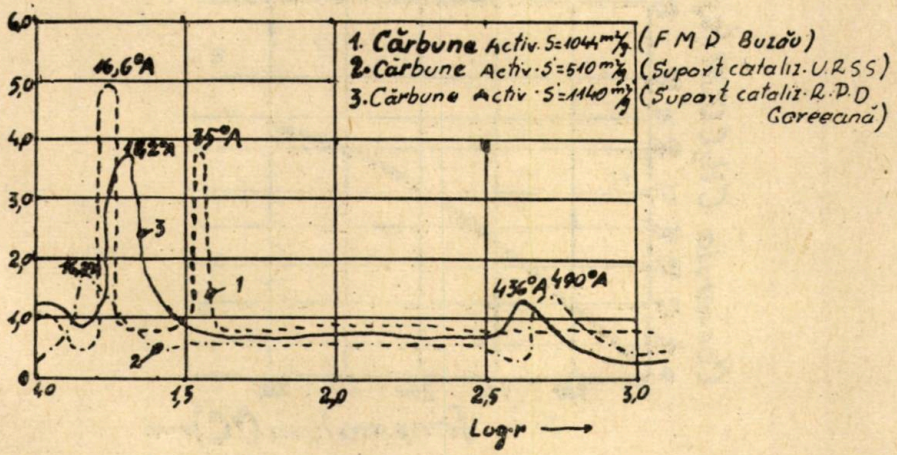


Fig. 7. Curbele de repartiție a razei porilor.

Curba *1* și curba *2*, arată existența a două tipuri de capilare independente, la 35 Å și 16,6 Å, respectiv la 490 Å și 16,2 Å. Curba *3* deși este a unui cărbune cu suprafață specifică mare, are o structură poroasă de 18,2 Å și 436 Å, apropiată de a cărbunelui cu $s=510\ m^2/g$. Porii cu raza mare, ar trebui să imprime o stabilitate mai mare moleculelor mari. Termograma

adipatului de zinc pe cărbune cu $s = 1\,140\ m^2/g$ arată începutul descompunerii la 230 °C, deci o temperatură superioară celorlalte sorturi de cărbuni studiați. Izotermele arată însă că stabilitatea în timp a adipatului de zinc pe cărbune de 1 140 m^2/g este inferioară celui de 1 044 m^2/g. Aceasta se datorește faptului că la un cărbune mai intervin și alți factori ca: rezistență mecanică, granulație etc.

C. Aplicații la sinteza acetatului de vinil

Stabilitatea termică relativ ridicată a oxalatului și adipatului de zinc, indică posibilitatea utilizării lor în calitate de catalizatori, pentru sinteza catalitică a acetatului de vinil prin reacția dintre acetilenă și acid acetic.

In fig. 8 este arătată conversia acidului acetic, în funcție de temperatură; adipatul de zinc este activ începînd cu 175 °C, iar la 200 °C conversia este de 50%. Acest catalizator lucrează la temperaturi cu 30 °C mai ridicate decît acetatul de zinc [3].

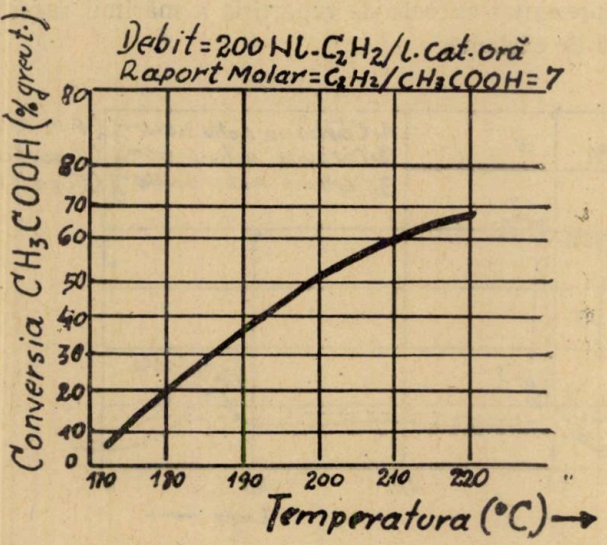


Fig. 8. Influența temperaturii de reacție asupra conversiei acidului acetic.

După cum rezultă din fig. 9, conversia acidului acetic la acetat de vinil, crește cu scăderea vitezei volumetrice a acetilenei. La 215 °C se obține conversia de peste 50%, chiar la viteza volumetrică de 300 N.l.C_2H_2/l. cat. oră, deci productivitatea catalizatorului este comparabilă cu a celui utilizat în prezent la sinteza industrială a acetatului de vinil.

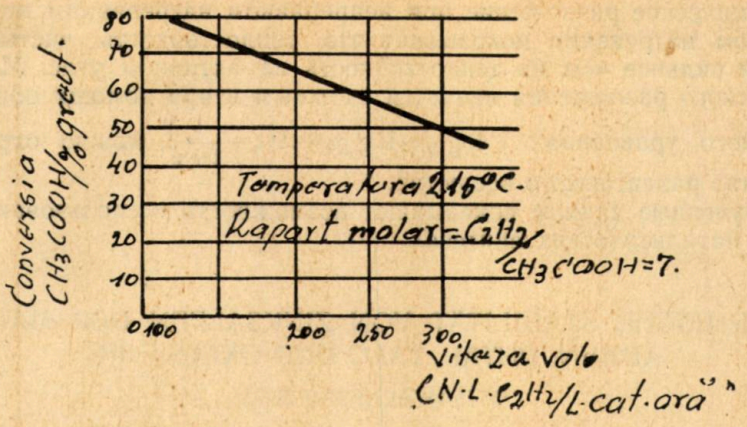


Fig. 9. Influența vitezei volumetrice asupra conversiei acidului acetic.

CONCLUZII

Din studiul prezentat, rezultă că adipatul de zinc prezintă stabilitatea termică cea mai pronunțată (275 °C), iar malonatul de zinc, cea mai redusă (100 C°).

Stabilitatea termică a acestor săruri depuse pe suport de cărbune este mai redusă ; repartiția razei porilor și structura poroasă a cărbunelui activ, influențează stabilitatea termică.

BIBLIOGRAFIE

1. Pat., R.F.G., 1.050.758 (1959).
2. Pat., englez, 808.828 (11. II. 1959).
3. Cristea I., Mihai Fr., Pop Gr., „Studii și cercetări, Științe chimice", Acad R.P.R. Timișoara 1, 101 (1963).
4. David R., Bull. Soc. Chem. Fr., 4, 728 (1960).
5. Iakerson V. I., Rubinstein A. M., Kinetika i Kataliz, 2, 172 (1961).
6. Erdey L., Paulik F., Magy. Tud. Akad. Kemiai Tud. Oczt. Közl. 7, 55 (1955).
7. Emmet P., Kataliz, vops. teor. i met. issled., Moscova 1955, pag. 329.
8. Niac G., „Studia Univ., V. Babeș et Bolyai", Tom III, nr. 4, series 1, Fasciculeș 2, Chemia, Cluj, 77 (1958).

ТЕРМИЧЕСКОЕ УСТОЙЧИВОСТЬ НЕКОТОРЫХ ЦИНКОВЫХ СОЛЕЙ БИКАРБОКСИЛЬНЫХ КИСЛОТ

(РЕЗЮМЕ)

В работе соблюдалои термогравиметрическим путём, термическое устойчивость, цинковых солей, щавельной, мольновой, одитанной, себациной и фталевой кислот, в чистом виде и на активном угле.

Термическое разложение при непреравном нагреваниим при изотермическом нагревании показывает что теплостойкость чистых солей является сильнее чем их теплостойкость на активном угле. Механизм термического разложения является сложным и при помощи общего кинетического уравнения: $\log y = \log y_0 - A\left(1 - \frac{1}{1+\tau}\right)$, можно определите количество разлагаемого вещества.

Полученные данные показывают возможность исспользования этих солей в каталитических синтезах.

THERMISCHE STABILITÄT VON ZINKSALZEN DER MALON, ADIPIN, PHTAL, TALG UND OXALSÄURE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Thermograwimetrisch wird die thermische Stabilität von Zinksalzen der Malon, Adipin, Phtal, Talg und Oxalsäure, sowohl in reinem Zustand als auch auf einem Träger, bestehend aus aktiver Kohle, untersucht. Die Stabilität dieses mit Kohle imprägnierter Salze ist geringer als in reinem Zustand. Der thermische Zersetzungsprozess des Zinkoxalats folgt einer kinetischen Gleichung welche einer Reaktion nullten Grades entspricht, während beim Zinkadipinat diese Zersetzung von einer (Reaktion ersten) kinetischen Gleichung entsprechend einer Reaktion ersten Grades beschrieben wird.

Bei den mit Kohle als Träger bereiteten Substanzen ist der Reaktionsmechanismus etwas komplexer da er globalen kinetischen Gleichung

$$\log y = \log y_0 - A\left(1 - \frac{1}{1+\tau}\right)$$

folgt.

Die experimentellen Ergebnisse eröffnen die Verwendungsmöglichkeit dieser Salze zu Katalitischen Synthesen.

ELEMENT TRADUCTOR PENTRU VARIAȚIILE DE PRESIUNE ÎN SISTEMELE HIDRAULICE ALE MAȘINILOR-UNELTE

DE

E. DODON, G. URDEA, C. NICA

Pentru măsurarea presiunii lichidelor, sînt cunoscute numeroase construcții de elemente traductoare bazate pe diferite principii [1] din care mai frecvente sînt cele cu traductoare rezistive, inductive sau capacitive bazate în principal pe deformația unei piese elastice, deformație care provoacă variația mărimii de ieșire.

La cercetarea presiunilor din sistemele hidraulice ale mașinilor-unelte este actualmente necesar a sesiza cît mai fidel variațiile rapide ale acestora datorite de exemplu pulsațiilor de debit ale pompelor sau aparatajului specific, variații care au influență negativă asupra funcționării mașinii-unelte, respectiv asupra calității suprafeței piesei prelucrate și constituie în același timp surse de vibrații. Urmărirea acestor variații reclamă traductoare cu frecvențe proprii ridicate, de mare sensibilitate și cu constantă de timp redusă.

Piesele elastice de grosimi suficiente pentru a rezista la presiuni pînă la 250—300 kgf/cm^2, utilizate pentru acest domeniu în construcția elementelor traductoare [1], [2], nu mențin cu exactitate suprafața efectivă la schimbarea presiunii și deformației, avînd totodată o rigiditate mare, factori care diminuează indicii calitativi ai traductorului.

Recurgerea la piese elastice cu rigiditate mică este foarte dificilă pentru presiunile din sistemele mașinilor-unelte și coboară frecvențele proprii.

Intervalul de presiuni măsurabile este relativ îngust.

Utilizarea traductoarelor cu piezocuarț avantajoasă pentru sesizarea cu fidelitate a variațiilor rapide nu mai este indicată în cazul forțelor constante, cînd precizia lor scade sensibil.

Cercetarea presiunilor din sistemele hidraulice ale mașinilor-unelte nu poate fi totodată izolată de măsurarea forțelor care acționează în aceeași mașină. Ținînd cont de avantajele unificării aparaturii este indicat a se recurge la aceleași tipuri de traductoare. Necesitatea de a menține rigiditatea diferitelor subansamble și noduri, impune utilizarea în mașinile-unelte a traductoarelor magneto-elastice pentru măsurarea forțelor [3].

In scopul unificării precum și datorită avantajelor pe care le prezintă aceste traductoare este indicată utilizarea lor și la măsurarea presiunilor din sistemele hidraulice.

In lucrarea de față se prezintă un element traductor, în deosebi pentru variațiile de presiune curente în aceste sisteme, în care se folosesc tocmai traductoare magnetoelastice și se elimină influența forței piesei elastice prin mijloace constructive, transmițînd forța presiunii fluidului direct la traductoare.

Schema de principiu a construcției elementului traductor este redată în figura 1.

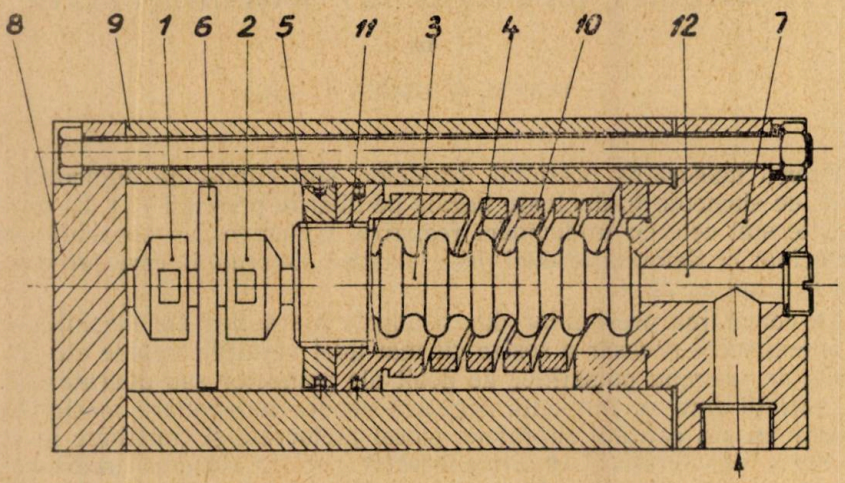


Fig. 1. Schema de construcție a elementului traductor.

Se utilizează 2 traductoare magnetoelastice *1* și *2* pentru a obține o tensiune mai mare în diagonala punții. Lichidul a cărui variații de presiune trebuie măsurate, pătrunde prin gaura *12* în cavitatea *3* a tubului elastic *4* și prin intermediul unei piese foarte rigide la încovoiere *5*, apasă direct pe traductoare. Atît piesa *5* cît și piesa intermediară *6*, au rostul de a uniformiza presiunile pe suprafețele frontale de compresie ale traductoarelor.

Tubul elastic *4* este fixat cu un capăt în corpul de îmbinare *7* și cu celălalt în piesa rigidă *5*. Traductoarele sînt apăsate pe capacul *8*, iar forța hidraulică respectivă este preluată de buloane, care strîng rigid capacul *8* de corpul *7* prin piesa cilindrică de închidere *9*. Corpul de îmbinare *7* este executat ca să poată fi montat în orice parte a sistemului hidraulic. Piesele *8*, *6* și *5* sînt din material diamagnetic pentru a nu produce dispersie de cîmp magnetic.

Esențial la acest element, spre deosebire de cele cu piesă elastică (membrană, placă, tub gofrat, etc.), constă în faptul că la forța reglată față de care se dorește sesizarea variațiilor de presiune, traductoarele preiau toată forța hidraulică, deci tubul elastic *4* nu preia nici o cotă parte din această forță. Rolul său în acest caz de funcționare constă în a realiza etan-

șarea la deplasarea piesei rigide *5*, în urma deformațiilor din întregul element. Deoarece presiunea lichidului nu permite realizarea tubului elastic cu rigiditate foarte mică, acest rol al său se realizează datorită arcului *10* de construcție specială. Acesta compensează pentru forță hidraulică reglată forța de deformație a tubului elastic *4*. Adică

$$[-F_a = F_{te}]_{\text{pentru } F_H \text{ forță reglată}} \qquad (1)$$

unde s-a notat cu F_a și F_{te} cele două forțe respectiv a arcului de compresie și a tubului elastic de întindere.

Egalitatea (1) este reclamată de existența deformațiilor care apar odată cu forța hidraulică în întreg lanțul de dimensiuni și de necesitatea menționată a preluării complete de către traductoare a forței hidraulice la valoarea reglată.

În cazul construcției adoptate (fig. 1) ca de altfel la orice astfel de element, deformațiile din întregul element ating valori apreciabile. Într-adevăr, considerînd schema acestora redată în figura 2 și notînd cu :

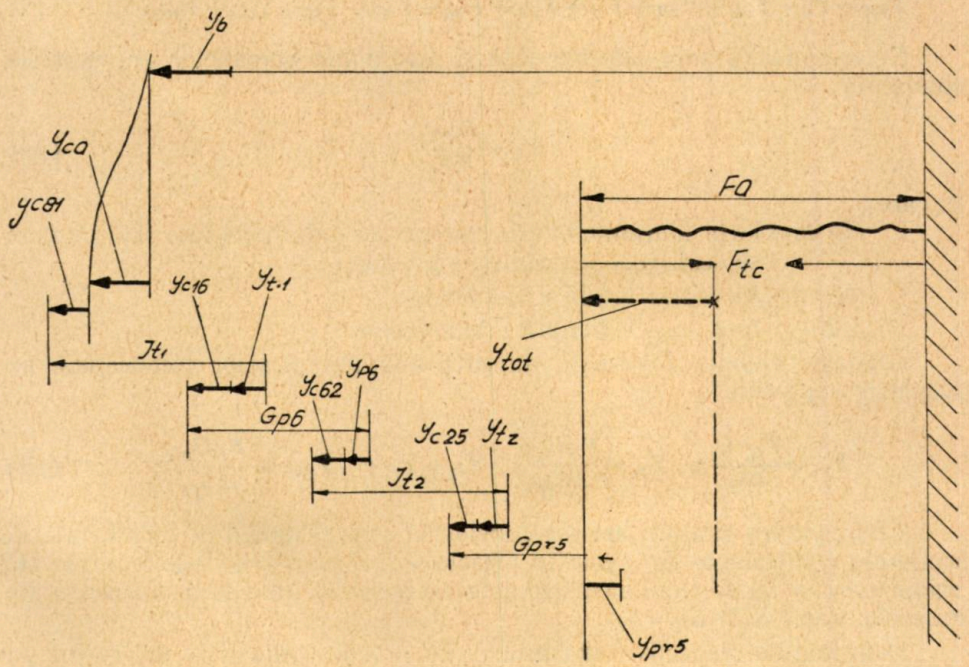


Fig. 2. Schema deformațiilor din lanțul de piese care preiau forța hidraulică.

Y_b — deformația carcasei prestrînsă cu buloane sub acțiunea forței de întindere ;

Y_{ca} — deformația la încovoiere a capacului *8* considerat ca o placă incastrată ;

Y_{c81} — deformația de contact al îmbinarea dintre capacul *8* și traductorul *1* ;

Y_{t1} — deformația la compresie a traductorului *1* ;

Y_{c16} — deformația de contact la îmbinarea dintre traductorul *1* și placa *6* ;

Y_{p6} — deformația la compresie a plăcii *6* ;

Y_{c62} — deformația de contact la îmbinarea dintre placa *6* și traductorul *2* ;

Y_{t2} — deformația la compresie a traductorului *2* ;

Y_{c25} — deformația de contact la îmbinarea dintre traductorul *2* și piesa rigidă *5* ;

Y_{pr5} — deformația de compresie a piesei *5* rigidă la încovoiere.

$I_{t1}, G_{p6}, I_{t2}, G_{pr5}$ — înălțimile comprimate respectiv ale traductorului *1*, plăcii *6*, traductorului *2*, piesei rigide *5*.

Deformația totală care se produce independent de tubul elastic *4*, este

$$Y_{tot} = Y_b + Y_{ca} + Y_{c81} + Y_{t1} + Y_{c16} + Y_{p6} + Y_{c62} + Y_{t2} + Y_{c25} + Y_{pr5}. \quad (2)$$

Deformația Y_b care este totodată și deformația buloanelor are expresia cunoscută

$$Y_b = \frac{F_H \cdot l}{ES_b} \quad (2a)$$

în care :

F_H este forța hidraulică care corespunde valorii reglate față de care se sesizează variațiile de presiune ;

S_b — secțiunea totală a buloanelor ;

l — lungimea solicitată a buloanelor.

Analog, celelalte deformații datorită înălțimii pieselor comprimate au respectiv expresiile :

$$Y_{t1} = \frac{F_H \cdot I_{t1}}{ES_t}; \quad Y_{p6} = \frac{F_H G_{p6}}{ES_{ft}}; \quad Y_{t2} = Y_{t1}; \quad Y_{pr5} = \frac{F_H G_{pr5}}{ES_{ft}}; \quad (2b)$$

Unde, pentru simplificare s-a considerat același modul de elasticitate E, secțiunile comprimate S_{ft} egale în piesele *6* și *5* cu suprafețele frontale ale traductoarelor iar secțiunile comprimate ale acestora fiind de asemenea egale între ele, adică $S_{t1} = S_{t2} = S_t$.

Deformațiile respective de contact sînt practic egale și se determină cu relația [4].

$$Y_{c81} = Y_{c16} = Y_{c62} = Y_{c25} = C\sigma^m \ \mu m = C\left(\frac{F_H}{S_{ft}}\right)^m \mu m = \frac{C}{10^5} \cdot \left(\frac{F_H}{S_{ft}}\right)^m cm \quad (2c)$$

în care : C și m — coeficient, respectiv exponent, experimentali și care depind de calitatea suprafeței.

În fine deformația capacului *8* considerat ca placă cu pereți groși încastrată la periferie și solicitată la mijloc de o forță concentrată este dată de relația [5] aproximativă.

$$Y_{ca}=0,218\frac{F_H a^2}{Eh^3} \tag{2d}$$

unde :

a — raza capacului incastrat ;
h — grosimea capacului.

Cu aceste expresii relația (2) devine :

$$Y_{tot}=\frac{F_H}{E}\left(\frac{1}{S_b}+0,218\frac{a^2}{h^3}+2\frac{I_t}{S_t}+\frac{G_{p6}+G_{pr5}}{S_{ft}}\right)+\frac{4C}{10^5}\left(\frac{F_H}{S_{ft}}\right)^m ; \tag{3}$$

unde înlocuind F_H în kgf și suprafețele în cm^2 se obține Y_{tot} în cm.

Deformația dată de relația (3) pentru o forță hidraulică de ordinul a 500 kgf, adoptîndu-se capace și buloane rigide precum și calități fine ale suprafețelor în contact, este de ordinul a cîteva sutimi de milimetru.

Pentru forța hidraulică ce corespunde valorii reglate tubul elastic va trebui să se deformeze cu săgeata Y_{tot} dată de relația (3). Conform egalității (1) arcul trebuie să asigure forța necesară pentru această deformație Y_{tot}.

Asigurarea practică a egalității (1) și deci deformarea tubului elastic la diferite valori reglate ce corespund la diferite forțe hidraulice, deci la diferite săgeți Y_{tot}, se face prin înșurubarea terminației *11* a arcului *10* pe piesa rigidă *5*. Acest reglaj se poate verifica cunoscînd etalonarea separată a traductoarelor *1* și *2*, respectiv tensiunea din diagonala punții la o forță cunoscută pe traductoare. Va fi suficient ca la indicarea presiunii ce corespunde forței reglate de către manometrul de etalonare în diagonala punții să existe tensiunea corespunzătoare forței hidraulice respective.

Elementul traductor descris în prezenta a fost executat în laborator, încercat și etalonat. O fotografie a sa este redată în figura 3.

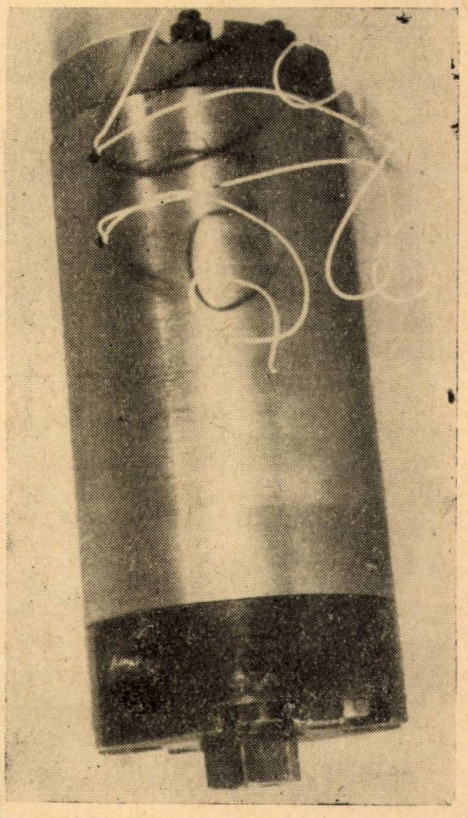


Fig. 3. Element traductor.

Încercarea s-a făcut pentru a se verifica raționamentele expuse mai sus. Forța arcului și rigiditatea tubului elastic au fost verificate separat.

Instalația pentru etalonare s-a realizat cu o pompă de mînă și un voltmetru electronic, care se va folosi în standurile în care se va monta elementul. Schema bloc a instalației este redată în figura 4.

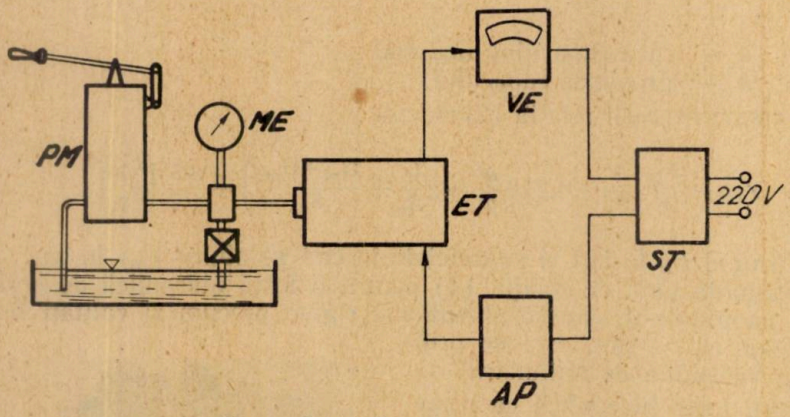


Fig. 4. Instalația pentru etalonare.

Presiunea dată de pompa de mînă *PM* este transmisă elementului traductor și manometrului considerat etalon *ME*. Elementul *ET* are traductoarele montate în brațele unei punți de c.a. alimentată stabilizat, de la un stabilizator de tensiune sinusoidală *ST*, prin intermediul unui transformator, care dă în secundar tensiunea adecvată sensibilității maxime [3]. Transformatorul și inductivitățile punții sînt montate într-un subansamblu *AP* special executat și cu care elementul va funcționa în continuare. Voltmetrul este în diagonala punții.

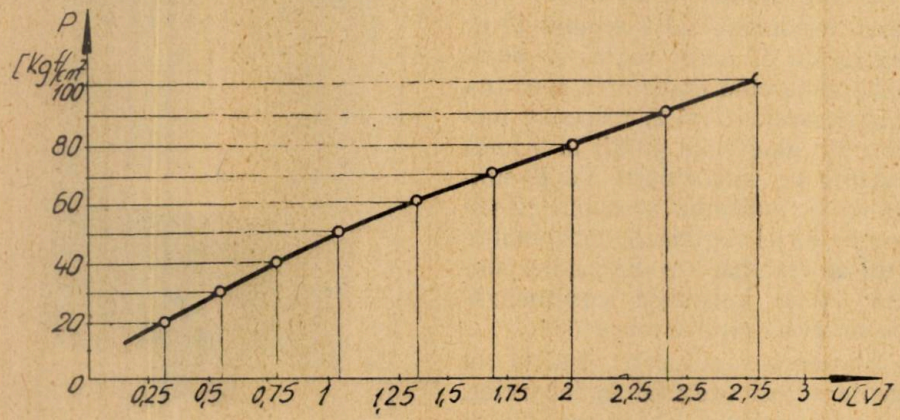


Fig. 5. Diagrama de etalonare.

Curba de etalonare statică s-a ridicat deci citind indicațiile voltmetrului electronic *VE* pentru o serie de presiuni citite la manometrul *ME*. Diagrama obținută este redată în figura 5. Fiecare punct din diagramă este obținut din mai multe măsurători.

Pentru voltmetrul utilizat, sensibilitatea elementului a rezultat de 0,026 volt/atmosferă. La presiuni în apropiere de zero, citirea la voltmetru nu este precisă. Dacă este necesară o sensibilitate mai ridicată se poate recurge la amplificarea semnalului.

Constanta de timp a elementului depinde de frecvența tensiunei de alimentare a traductoarelor. În instalația executată s-a utilizat frecvența rețelei industriale (50 Hz). Este posibilă însă pentru traductoarele elementului, utilizarea unor frecvențe mai ridicate și anume pînă la 500 Hz, pînă la care nu se produc creșteri neadmisibile ale temperaturii miezurilor. Prin urmare se pot urmări variații ale presiunii avînd perioada pînă la $1{,}4 \cdot 10^{-2}$ sec. cu un aparat indicator sau înregistrator adecvat.

În intervalul de frecvență menționat, este exclusă influența frecvenței proprii a elementului.

Măsurarea diferitelor presiuni în afara variațiilor, se poate face și fără arcul *10* (fig. 1).

BIBLIOGRAFIE

1. D. I. Agheikin, E. N. Kostina, N. N. Kuznețova, Datciki kontrolea i regulirovanea Moscova, Mașinostroienie, 1965.
2. B. D. Modlin, Manometriceskii datcik., Stanki i instrument nr. 8, 1958, pag. 23—25.
3. E. Dodon, Asupra utilizării traductoarelor magnetoelastice în automatizarea mașinilor-unelte. Academia R.P.R., Studii și cercetări, Tom V, 1958, nr. 3—4.
4. D. H. Reșetov, Z. M. Levine, Rasciotî na kontaknuiu jestkosti v Mașinostroienii. Sb. Voprocî procinosti materialov i construcții, Izd — vo AN C.C.C.R. 1959.
5. Spravocinic mașinostroenii, Tom 3, Mașghiz, Moscova 1955.

ЕЛЕМЕНТ ДАТЧИК ДЛЯ ИЗМЕНЕНИЙ ДАВЛЕНИЯ В ГИДРАВЛИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ СТАНКОВ

(РЕЗЮМЕ)

Описывается элемент датчик состоящий из двух магнитоупругих датчиков. Изменения измеряются для определенного рагулируемого значения давления, для которого компенсируются деформации деталей.

Рагилируемого значение может быт установлено в области измеряемого интервала элемента.

ÜBERTRAGERELEMENT FÜR VERÄNDERUNGEN DES DRUCKES IM HYDRAULISCHEN GETRIEBE STEUERUNG FÜR WERKZEUGMASCHINEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird ein Übertragerelement welches aus zwei magnetoelastischen Überträger besteht, dargestellt.

Die Veränderungen werden für einen gewissen geregelten Wert des Druckes gemessen, wofür die Formänderungen der Teile ausgeglichen sind.

Der geregelte Wert kann im Messbereich des Übertragelementes festgelegt werden.

CONTRIBUȚIE LA REALIZAREA UNUI TRADUCTOR PENTRU MĂSURAREA PROPRIETĂȚILOR MAGNETOELASTICE ALE SIRMELOR DE OȚEL

DE

AL. CORNUT

Metoda magnetică de investigație este pe larg utilizată în practica defectoscopică pentru verificarea cablurilor de tracțiune datorită ușurinței cu care eventualele defecte pot fi descoperite [1], [2]. Tot printr-o metodă magnetică de investigație se pot determina și eforturile ce apar în sîrmele componente ale cablurilor [3].

Metoda magnetică de investigație poate deveni deosebit de utilă și pentru determinarea caracteristicilor de rezistență ale sîrmelor de oțel puternic ecruisate [4].

Determinarea caracteristicilor magneto-elastice ale sîrmelor utilizate pentru cabluri devine utilă datorită faptului că modificarea mărimilor magnetice urmărește cu mare sensibilitate modificarea proprietăților mecanice ale materialelor feromagnetice [5].

Prezenta lucrare are ca scop stabilirea condițiilor optime, din punct de vedere tehnic, în care pot fi determinate corelațiile dintre mărimile mecanice și magnetice la sîrme de oțel, cît și stabilirea caracteristicilor unui traductor executat pentru măsurarea modificării proprietăților magnetice.

Stabilirea caracteristicilor magneto-elastice se face de obicei pe epruvete de formă cilindrică, deoarece acestea prezintă o serie de avantaje atît din punct de vedere al determinării mărimilor mecanice, cît și magnetice. In acest caz, cîmpul magnetic poate fi produs cu ajutorul unei bobine, în centrul căreia se plasează epruveta și bobina de măsură.

Pentru producerea cîmpului magnetic se utilizează fie curentul continuu, fie cel alternativ. La încercările efectuate s-a preferat alimentarea de la rețeaua industrială (220 V, 50 Hz) datorită multiplelor avantaje pe care această soluție le oferă.

Utilizarea mașinilor uzuale de încercare la tracțiune ridică însă o problemă. După cum se știe, aceste mașini sînt aproape în întregime din oțel, material feromagnetic. Măsurarea proprietăților magneto-elastice cu ajutorul unor asemenea instalații impune anumite precauții, deoarece închiderea cîmpului magnetic prin piesele componente ale mașinilor nu poate fi

controlată. Cum atît permeabilitatea magnetică, cît și efectul Villari depind de intensitatea cîmpului magnetic este necesară asigurarea măsurării exacte a acestuia. Pentru aceasta s-a preconizat introducerea bobinelor de magnetizare și măsură într-o carcasă din material feromagnetic, astfel încît aceasta să șunteze piesele feromagnetice ale mașinii de încercat.

Schema principială a instalației de încercare este prezentată în figura 1, iar circuitul magnetic al acesteia, în figura 2.

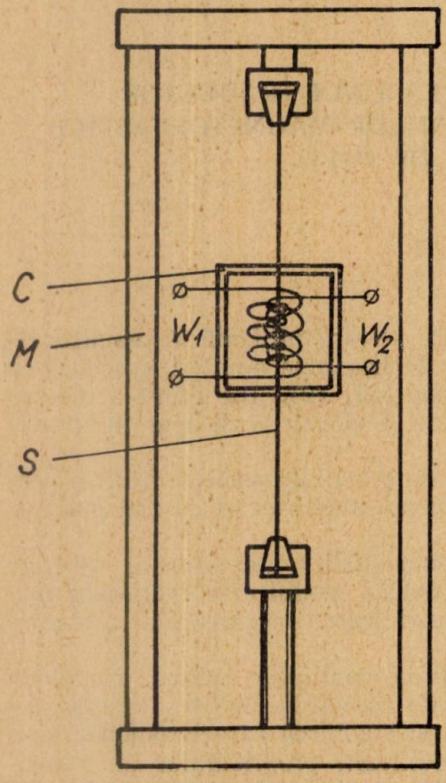


Fig. 1. Schema principială a dispozitivului de studiu :

W_1 — bobină de magnetizare; W_2 — bobină de măsură; C — carcasă; S — sîrmă; M — mașina de încercat la tracțiune.

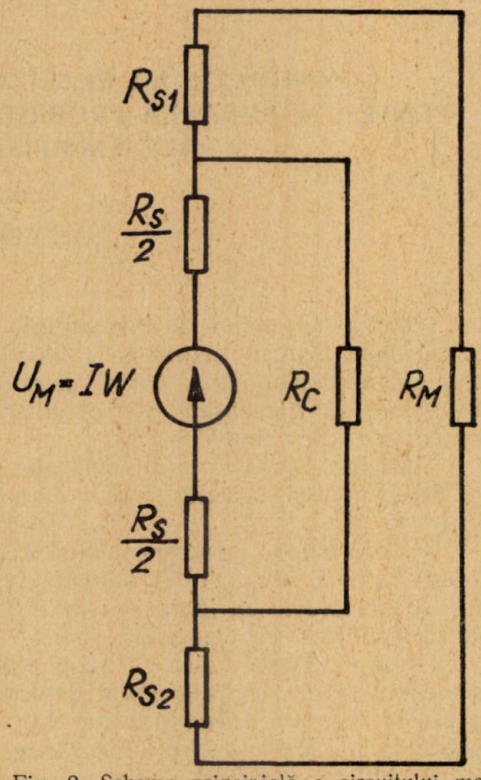


Fig. 2. Schema principială a circuitului magnetic :

R_S — reluctanța magnetică a sîrmei în interiorul ecranului; R_{S1}, R_{S2} — relucranța magnetică a porțiunilor de sîrmă cuprinse între ecran și fălcile mașinii de încercat; R_C — reluctanța magnetică a carcasei; R_M — reluctanța magnetică a mașinii de încercat; $U_M=IW$ — tensiunea magnetomotoare.

Pentru ca marea majoritate a liniilor cîmpului magnetic să se închidă prin carcasă este necesară satisfacerea condiției :

$$R_C \ll R_{s1}+R_{s2}+R_M . \qquad (1)$$

Pentru ca intensitatea cîmpului magnetic în timpul măsurătorilor să nu fie influențată de modificarea reluctanței magnetice a sîrmelor studiate,

este necesară și satisfacerea condiției :

$$R_C \ll R_s . \qquad (2)$$

Considerînd neglijabilă reluctanța magnetică a coloanelor mașinii de încercat în raport cu reluctanța magnetică a sîrmei, se poate scrie condiția (1) sub forma :

$$R_C \ll R_{s1} + R_{s2} . \qquad (1')$$

În cazul în care lungimea sîrmei cuprinse în interiorul carcasei este egală cu cea din exteriorul ei va fi suficientă doar condiția (2), aceasta constituind relația de bază a proiectării carcasei.

DESCRIEREA TRADUCTORULUI

Traductorul realizat a fost preconizat a fi utilizat pentru sîrme avînd diametri cuprinși între 1 . . .1,6 mm. Traductorul este compus dintr-o bobină de magnetizare avînd $W_1 = 2\,500$ spire, o bobină de măsură avînd $W_2 = 15\,000$ spire și o carcasă din oțel moale (fig. 3).

Traductorul permite obținerea unui cîmp magnetic de intensitate pînă la 100 Oe, iar numărul mare de spire al bobinei de măsură permite măsurarea tensiunii induse cu voltmetre obișnuite de laborator.

Știind că permeabilitatea magnetică relativă inițială a materialului folosit pentru confecționarea carcasei este $\mu_r = 200$, iar permeabilitatea magnetică relativă maximă a sîrmelor studiate este $\mu_r = 500$, din calcul a rezultat pentru o sîrmă cu diametrul de 1,6 mm, raportul $R_c/R_s = 0{,}025$. Această valoare este satisfăcătoare ținînd seama de cazul limită, ales pentru verificare. La calculele executate s-a neglijat reluctanța întrefierului existent între sîrmă

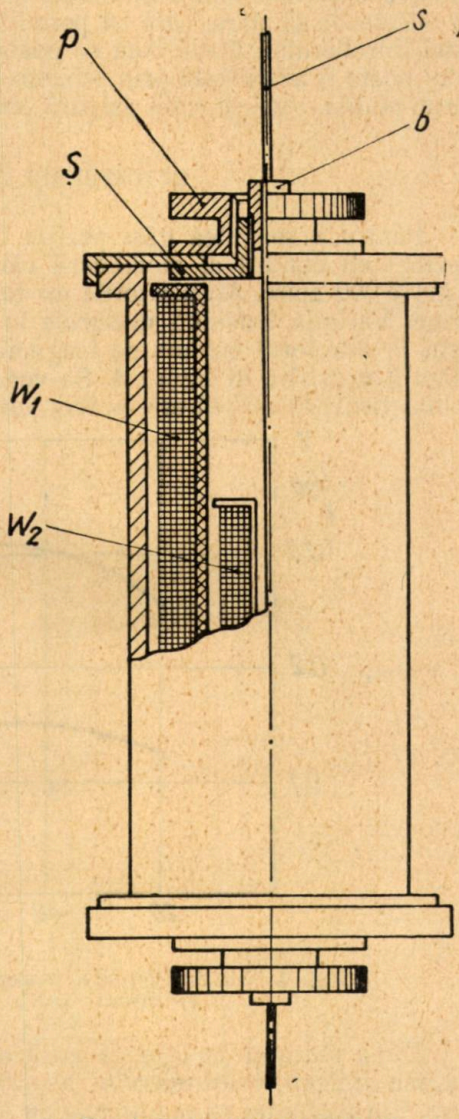


Fig. 3. Traductorul de măsură :
S — sîrma studiată; *p* — piuliță; *ș* — șurub; *b* — bucșe; W_1 — bobina de magnetizare; W_2 — bobina de măsură.

și carcasă la trecerea sîrmei prin capac. Din punct de vedere magnetic ar fi fost bine ca întrefierul să fie nul, din punct de vedere mecanic însă, aceasta ar fi dus la apariția unor frecări și deci, la erori în determinarea efortului în sîrmă. Determinarea prin calcul a influenței întrefierului este greoaie, datorită dificultăților ce apar în stabilirea cu precizie a configurației cîmpului în zona întrefierului. Din acest motiv s-a procedat la determinarea experimentală a influenței întrefierului. În acest scop, s-a prevăzut un sistem de ghidare, care să permită și centrarea sîrmei și stabilirea mărimii întrefierului. După cum se poate vedea în figura 3, mărimea întrefierului poate fi modificată prin schimbarea bucșelor *b* montate în dispozitivele șurub-piuliță —*ș* —*p*, care asigură centrarea sîrmei.

DETERMINĂRI EXPERIMENTALE

Pentru a se putea găsi poziția optimă a bobinei de magnetizare, s-a efectuat un control al modificării cîmpului cu ajutorul unei bobine sondă avînd 5 000 spire. Măsurătorile au fost efectuate fără introducerea vreunei sîrme. Variația tensiunii măsurate la bornele bobinei sondă, în funcție de locul în interiorul bobinei de magnetizare, în care s-a făcut măsurătoarea, poate fi urmărită în figura 4. Se vede clar că în zona de mijloc a bobinei de magnetizare cîmpul este practic uniform.

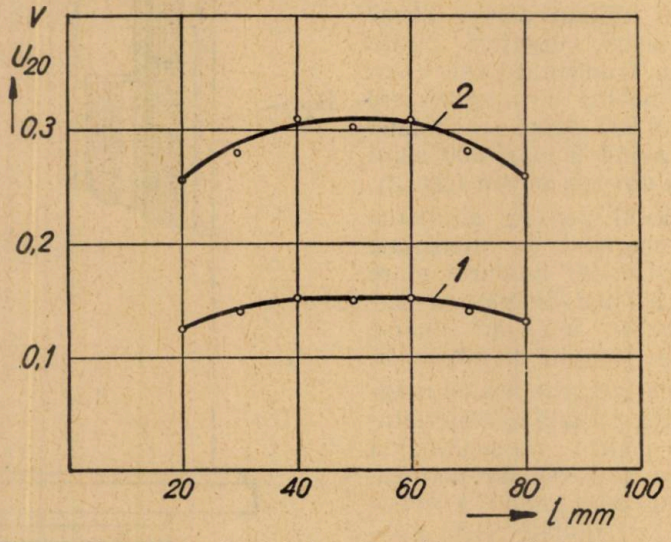


Fig. 4. Variația tensiunii induse în bobina sondă (curba *1* — I_1=60 mA; curba *2* — I_2=120 mA).

După plasarea în această zonă a bobinei de măsură s-a trecut la măsurarea influenței întrefierului asupra tensiunii induse în bobina de măsură. S-a constatat că rezultatele au fost identice chiar și la o mărire considerabilă a întrefierului. Rezultatele nu se modifică nici chiar la demontarea bucșelor (*b*, fig. 3), ceea ce a condus la concluzia că modificarea între

anumite limite a întrefierului (în acest caz 0 ... 2 mm) nu influențează modul de repartizare a cîmpului magnetic în zona centrală a bobinei de magnetizare. Acest rezultat este de mare importanță în măsurători, datorită faptului că asigură eliminarea celei mai importante surse de erori în determinarea efortului de tracțiune în sîrmă.

Insensibilitatea la modificarea întrefierului se explică prin existența unui cîmp puternic de dispersie în interiorul carcasei și a închiderii liniilor de cîmp de la sîrmă la carcasă, în interiorul carcasei într-o zonă aflată înaintea întrefierului studiat.

Pentru a se putea obține corelația intensității de cîmp magnetic față de curentul de magnetizare s-au făcut următoarele determinări:

— Cu ajutorul unei instalații verificate s-au ridicat caracteristicile $B=f(H)$ în curent alternativ pentru diferite sortimente de sîrme din oțel avînd diametri cuprinși între 1 ... 1,6 mm.

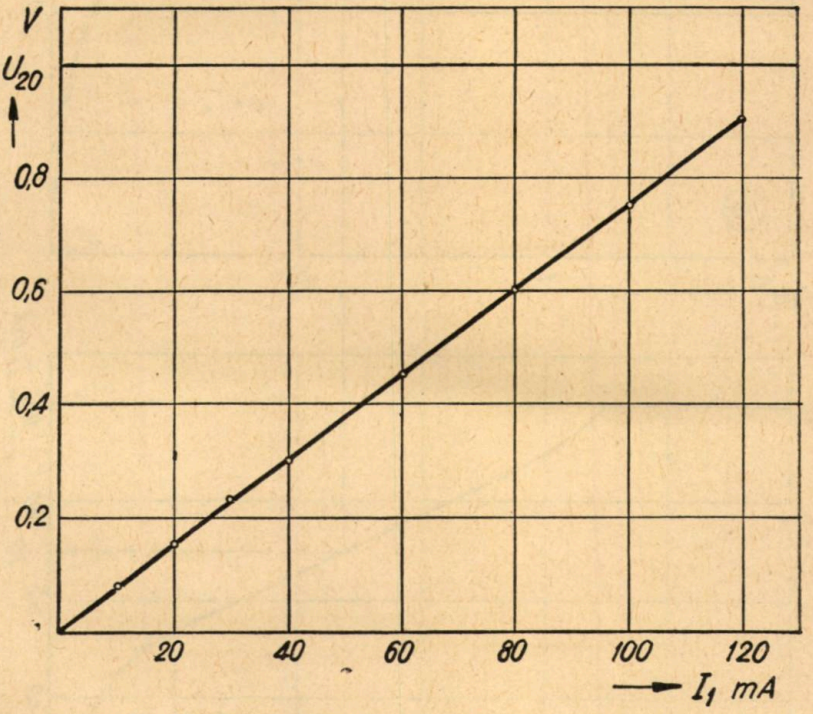


Fig. 5. Caracteristica în gol a bobinei de măsură.

— S-au determinat: caracteristica în gol $U_{20}=f(I_1)$, (fig. 5) a bobinei de măsură și caracteristicile $U_2S=f(I_1)$ pentru sortimentele de sîrme avînd caracteristicile $B=f(H)$ determinate. Inducția magnetică în sîrme a fost calculată cu ajutorul relației:

$$B=\frac{U_2}{4{,}44\cdot W_2\cdot f\cdot S}\ \text{Te} \qquad (4)$$

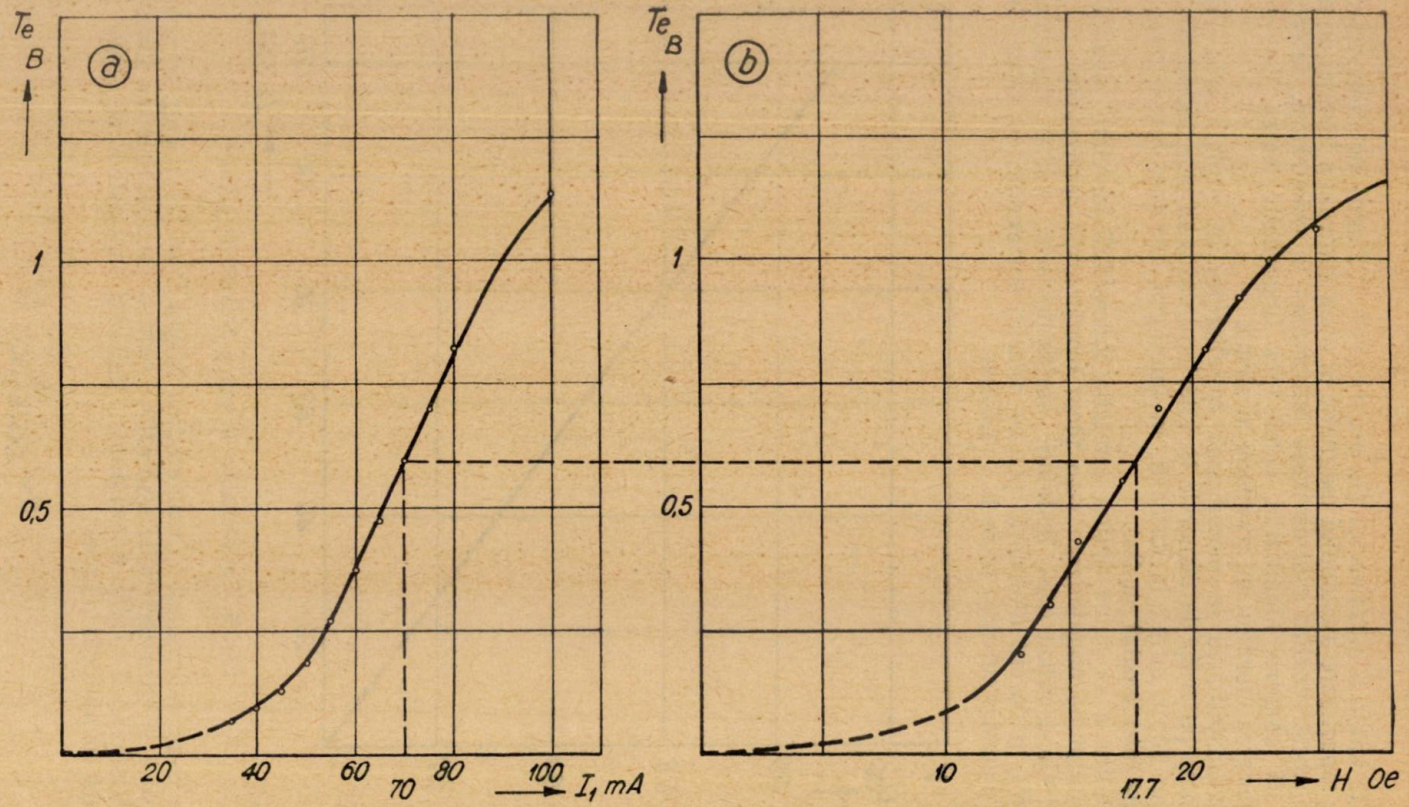


Fig. 6. Diagramele $B—I_1$ și $B—H$ folosite la stabilirea caracteristicii traductorului.

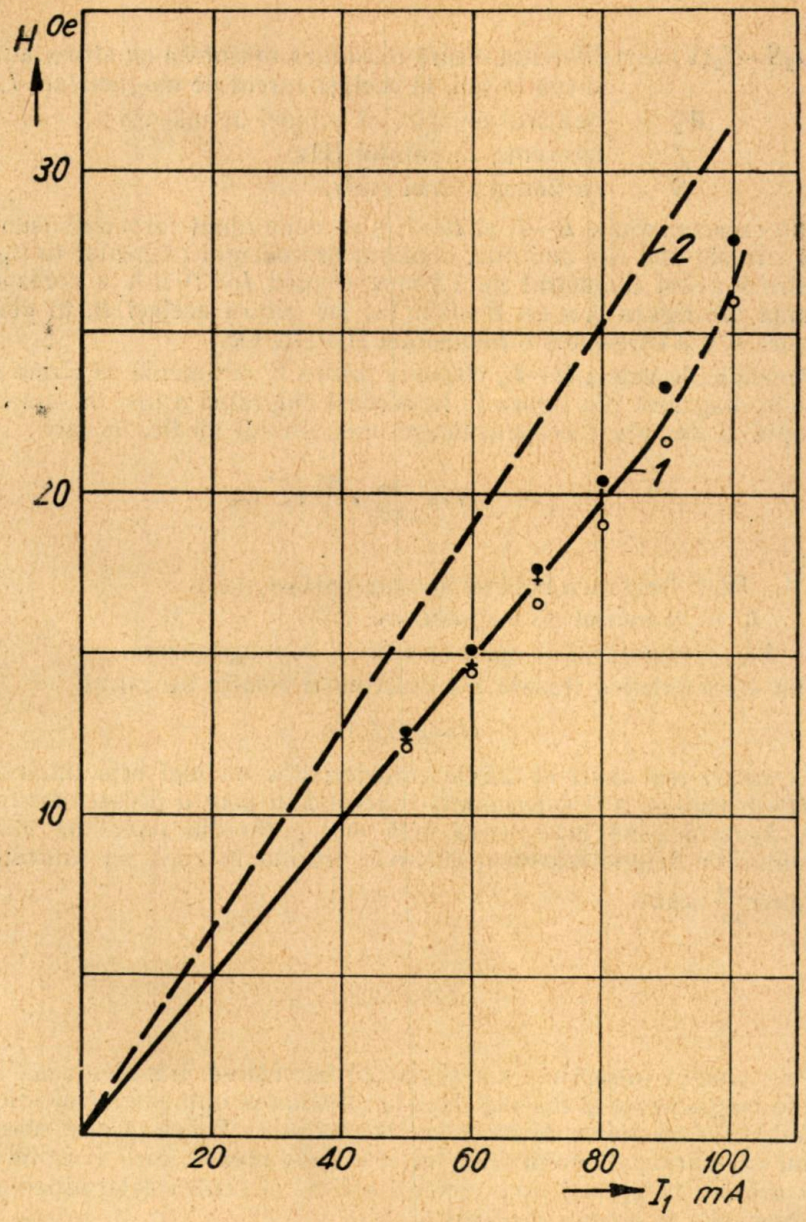


Fig. 7. Caracteristica traductorului (curba *1* — caracteristica traductorului; curba *2* — dreapta obținută din relația

$$H = \frac{4\pi}{1\,000} \cdot \frac{W_1}{l} I_1$$

unde :

$U_2 = U_2S - U_0$(V) este diferența dintre tensiunea măsurată cu sîrma introdusă și cea în gol, la același curent de magnetizare I_1 ;

W_2 — numărul de spire al bobinei de măsură ;

f — frecvența curentului (Hz);

S — secțiunea sîrmei (m^2).

Din caracteristicile $B—I_1$ și $B—H$ s-au determinat caracteristicile $I_1—H$ pentru sîrmele mai sus amintite, conform procedeului prezentat în figura 6, la o sîrmă avînd diametrul de 1,2 mm. Pentru $I_1 = 70$ mA a corespuns în diagrama din figura 6, *a* un $B = 0{,}59$ Te, iar pentru același B, în diagrama die figura 6, *b* a corespuns o intensitate $H = 17{,}7$ Oe.

Perechile de valori $H—I_1$, obținute pentru 3 sortimente de sîrme au fost trecute în diagrama din figura 7. În aceeași diagramă a fost trasată cu linie întreruptă și dreapta corespunzătoare unei situații ideale, în care

$$H = \frac{4\pi}{1\,000} \cdot \frac{W_1}{l} I_1 \quad \text{Oe}$$

unde :

l este lungimea bobinei de magnetizare, (m);

I_1 — curentul de magnetizare, (A);

W_1 — numărul de spire al bobinei de magnetizare.

Din caracteristica trasată s-a determinat relația de calcul

$$H = 246\, I_1 \text{ Oe.}$$

La valori mai mari de 22 Oe caracteristica nu mai este liniară, corelația $H—I_1$ urmînd a fi determinată independent pentru fiecare sortiment de sîrmă. Această zonă interesează însă mai puțin din punct de vedere al determinărilor magnetoelastice, deoarece trecînd în zona de saturație sensibilitatea $\frac{\Delta\mu}{\Delta\sigma}$ scade.

CONCLUZII

Prin studiul întreprins, s-a arătat că închiderea într-o carcasă a bobinelor de magnetizare și măsură duce la eliminarea influențelor pieselor feromagnetice ale mașinilor de încercare la tracțiune. Totodată prin observarea faptului că mărimea întrefierului nu este determinată între anumite limite, se pot asigura în același timp condiții optime și pentru determinarea mărimilor mecanice și a celor magnetice.

Deoarece caracteristica este liniară și independentă de secțiunea sîrmei pînă la o valoare de 22 Oe a intensității cîmpului magnetic, se pot efectua măsurători simple și reproductibile pe toată porțiunea liniară a caracteristicii de magnetizare a oțelurilor, zona de maximă sensibilitate în măsurătorile magnetoelastice.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Hanke, *Prüfung metallischer Werkstoffe*. Bd. II VEB — Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1960.
2. Y. Verwilst, J. Stebelle, Le contrôle non destructif des câbles d'acier, plus spécialement des câbles d'extraction, par un procédé magnétique, Revue de Métallurgie, 1957, nr. 8.
3. L. Boleanțu, Al. Corunt, O metodă magnetică pentru evaluarea efortului în sîrmele unui cablu de oțel. Buletinul științific și tehnic IPT tom 9 (23), fasc. 1 ian.—iunie 1964.
4. T. Herlescu, Die Verbesserung der Aussagefähigkeit magnetischer Messungen an Stahl OLC 60 durch Zug-Schwellbelastungen, Rev. Roumanie de Métallurgie, 1967, nr. 2.
5. K. P. Belov, *Fenomene elastice, termice și electrice în metale feromagnetice*, Moscova 1951.

К ОСУЩЕСТВЛЕНИЮ ДАТЧИКА ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ МГНИТОУПРУГИХ СВОЙСТВ СТАЛЬНЫХ ПРОВОДОВ

(РЕЗЮМЕ)

Изучается датчик для определения магнитоупругих характеристик стальных проводов. Используя каркас из ферромагнитного материала обеспечивается устранение влияния ферромагнитных деталей растягивающих устройств на магнитные измерения. Установлено что в определенных пределах величина воздушного зазора существующего между проводом и каркасом не влияет на результаты измерения.

Эталонирование датчика привело к выявлению того, что до напряженности магнитного поля в 22 Oe, характеристика I_1—H датчика является линейной.

BEITRAG ZUR HERSTELLUNG EINES GEBERS FÜR DIE BESTIMMUNG DER MAGNETOELASTISCHEN EIGENSCHAFTEN VON STAHLDRÄHTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird ein Geber zur Bestimmung der magnetoelastischen Eigenschaften der Stahldrähte vorgeschlagen.

Durch die Herstellung eines Gehäuses aus einem feromagnetischen Werkstoff wurde der Einfluss der feromagnetischen Bestandteile der Prüfmaschine auf die magnetischen Messungen beseitigt. Es wurde festgestellt dass, in bestimmten Grenzen, die Grösse des Luftspaltes zwischen Draht und Gehäuse die Messergebnisse nicht beeinflusst.

Durch die Eichung des Gebers wurde bewiesen dass bis zu einer Feldstärke von 22 Oe die Kennlinie I_1—H des Gebers eine Gerade darstellt.

INCERCĂRI PRIVIND STABILIREA INFLUENȚEI ERORII PASULUI DE BAZĂ A DANTURII ASUPRA REZISTENȚEI LA PITTING A FLANCURILOR ROȚILOR DINȚATE CILINDRICE CU DINȚI DREPȚI, DIN OȚEL

DE

F. KOVACS, D. PERJU, M. CRUDU, G. BOGOEVICI

1. INTRODUCERE

In literatura de specialitate, numeroase lucrări se referă la studiul influenței preciziei de execuție a danturii asupra mărimii forțelor care intervin în angrenare [1]—[7] majoritatea indicînd metode de calcul privind mărimea forțelor dinamice suplimentare care se datoresc acestor erori.

Pe baza cercetărilor efectuate, au fost găsite metode de determinare a solicitărilor efective în dantură, care prin intermediul „forțelor dinamice" sau a „coeficientului dinamic" țin seamă de erorile acesteia [8], [9].

In toate lucrările citate, se evidențiază faptul, că solicitarea danturii crește cu creșterea erorilor și ea este cu atît mai intensă, cu cît angrenajul funcționează la turații mai ridicate. Se arată de asemenea, că influența erorilor asupra solicitării danturii depinde de elementele geometrice ale acesteia, cît și de construcția trenului de roți dințate din care face parte.

Pe lîngă aceste trăsături comune, teoriile privind influența erorilor danturii asupra solicitărilor la care este supusă se deosebesc mult în aprecierea cantitativă a acesteia. In lucrările citate nu se face deosebire între caracterul specific al influenței, în funcție de natura erorii. In sfîrșit, aprecierea corelației dintre erori și solicitări prin intermediul „coeficientului dinamic" sau al „forțelor dinamice", îngreunează discernerea modului cum această influență se manifestă asupra durabilității flancului și asupra rezistenței bazei dintelui.

Clarificarea problemelor de mai sus se poate face doar prin cercetări experimentale. Laboratorul FZG din München, a executat încercări privind influența erorilor danturii asupra durabilității ei [10] fără să facă interpretarea teoretică a rezultatelor obținute.

In cadrul prezentei lucrări, se expun rezultatele unei părți a cercetărilor efectuate la catedra organe de mașini și mecanisme de la Institutul Politehnic Timișoara, privind influența diferitelor erori ale danturii asupra durabilității flancului dinților roților dințate cilindrice din oțel, cît și asupra zgomotului produs de angrenaje ce conțin aceste roți dințate.

Ideia fundamentală a acestor încercări constă în a folosi epruvete care se încadrează într-o clasă de precizie obișnuită în construcția de mașini (clasa 7-a) în care însă prin-

tr-un anumit procedeu, s-a realizat o anumită eroare a danturii, cu o abatere mai mare decît valoarea prevăzută pentru clasa respectivă de precizie. Incercînd asemenea roți dințate se evidențiază influența erorii respective.

In cadrul lucrării, se expune și un studiu cinematic și dinamic al angrenării unor roți dințate executate cu eroare de pas mare a danturii.

2. DESCRIEREA INCERCARILOR EFECTUATE

S-au executat încercări privind stabilirea rezistenței la pitting a unor roți dințate cilindrice cu dinți drepți, din OL40 C10, care au fost executate astfel, încît eroarea pasului circular să fie preponderentă față de toate celelalte erori.

Roțile dințate epruvete au fost executate din aceeași bară, după același procedeu tehnologic (danturarea cu freză-melc) încadrîndu-se în clasa 7-a de precizie. Ulterior, s-a executat o rectificare a flancurilor de dinți corespunzător fiecărui al doilea gol de dinte, realizîndu-se astfel distanțele dintre două flancuri vecine să fie pe cercul de divizare de $p+\Delta p$, respectiv $p-\Delta p$, alternativ. (p, pasul, Δp, abaterea pasului circular).

In fig. 1 este reprezentată schematic dantura unei asemenea epruvete.

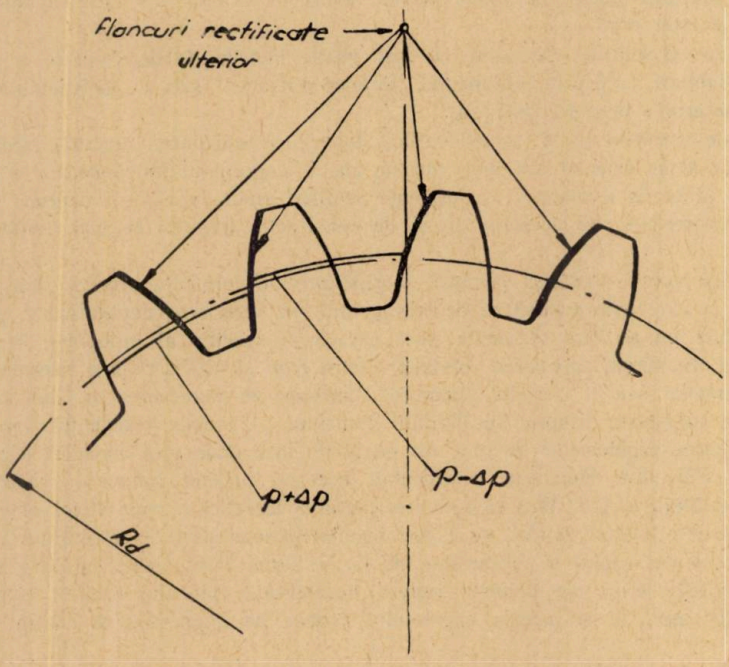


Fig. 1. Schema danturii epruvetelor folosite.

În fig. 2 se arată construcția epruvetelor folosite.

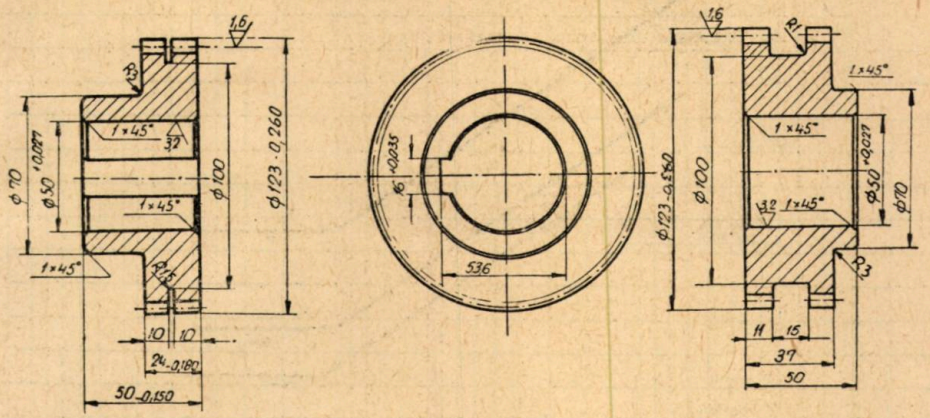


Fig. 2. Desenele roților dințate epruvete.

Tabelul 1

Numărul de dinți	z	39
Modulul	m	3
Cremaliera de referință	—	20°—1—0,25
Deplasarea specifică a profilului	ξ	0
Clasa de precizie și jocul	—	7—JC
Diametrul de divizare	Dd	117
Înălțimea dintelui (informativ)	h	6,75
Lungimea peste 5 dinți	L_5	$4{,}15\ ^{-0,125}_{-0,187}$
Roata conjugată: numărul desenului		
Roata conjugată: numărul de dinți	z	39
Roata conjugată: depl. specifică a profilului	ξ	0
Distanța dintre axe	A	$117 \pm 0{,}090$
Toleranța var. lung. peste dinți	$T_v L_n$	0,030
Toleranța var. distanței de măsurat dintre axe la o rotație	$T_v Am$	0,018
Toleranța var. distanței de măsurat dintre axe la rotația cu un dinte	$T_v Am_1$	0,018
Pata de contact — pe lungimea dintelui		60%
Pata de contact — pe înălțimea dintelui		45%

$\Delta p_b = 64\ \mu$; $95\ \mu$; $135\ \mu$.

Încercările au fost efectuate pe standul în circuit închis SRDIPT-2 [13]. Lubrifiația s-a realizat cu ulei 410. Temperatura uleiului a fost menținută în limitele 40 . . .48 °C.

Angrenajul de încercat — cu raport de transmitere 1 — a fost constituit tr-o roată dințată cu $\Delta p_b = 10\ \mu$m și una cu abaterea Δp_b mărită.

Pentru comparație, s-a încercat și un angrenaj format din două epruvete roți-dințate, cu dimensiuni corespunzătoare clasei a 7-a de precizie.

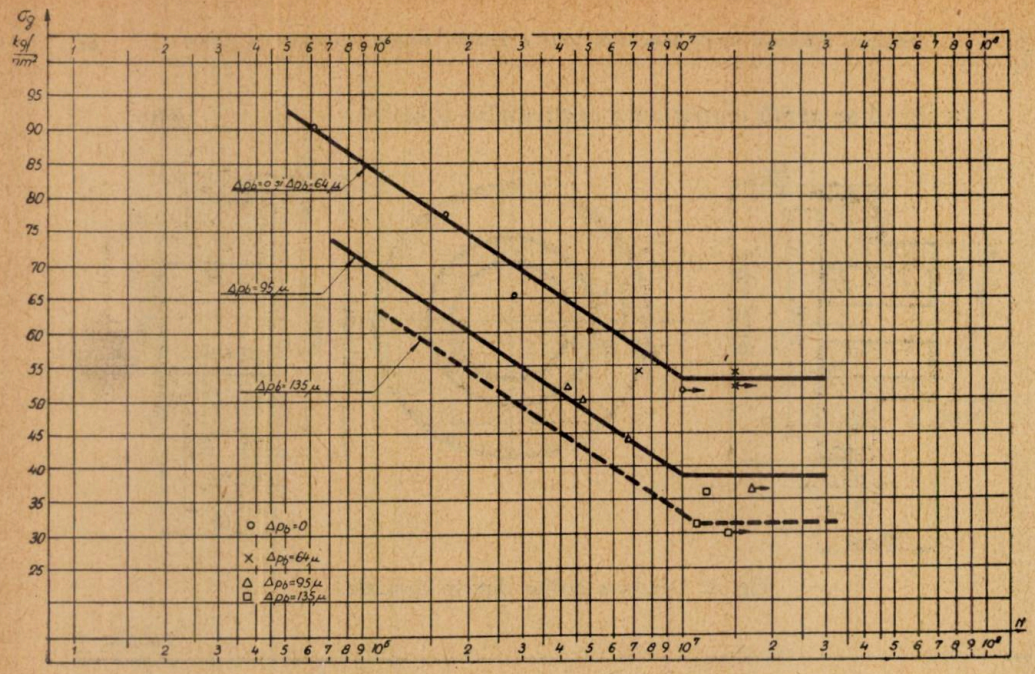


Fig. 3. Curbele Wöhler pentru epruvetele încercate.

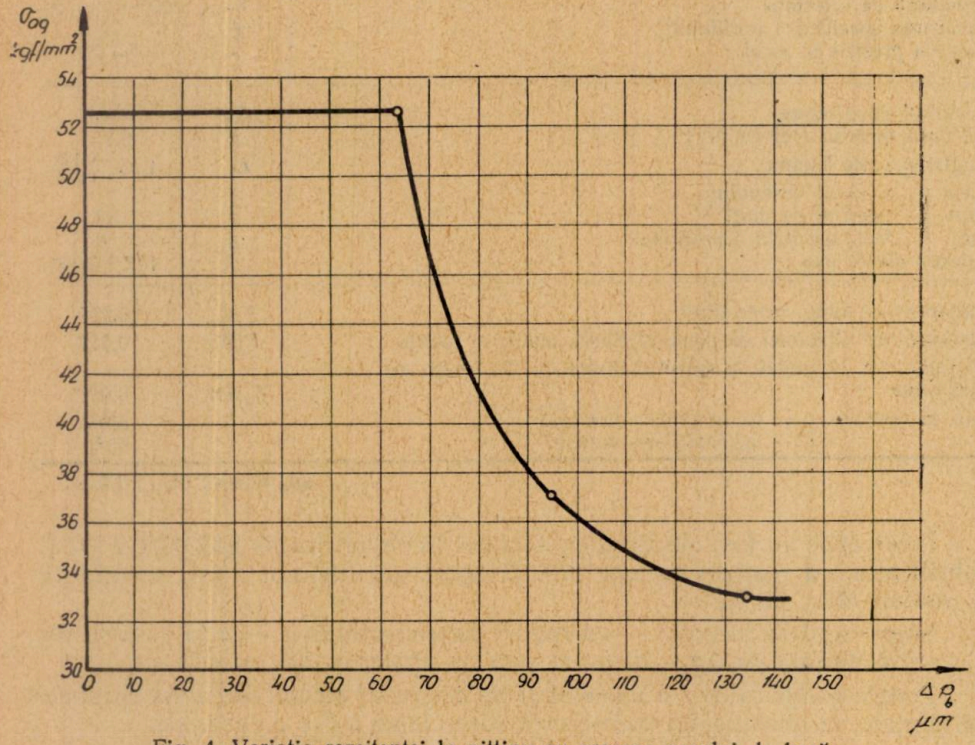


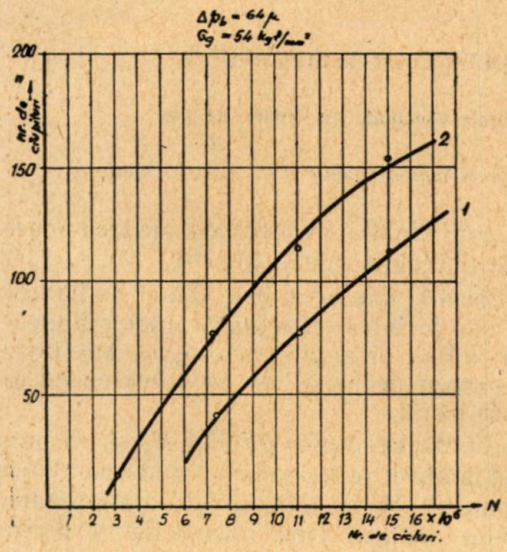
Fig. 4. Variația rezistenței la pitting cu eroarea pasului de bază.

Pentru fiecare angrenaj s-a trasat cîte o curbă Wöhler pentru rezistența flancurilor dinților. S-a considerat pittingul progresiv, cînd pe toți dinții unei roți au apărut 50 de ciupituri, de mărime convențională (1 mm diametru).

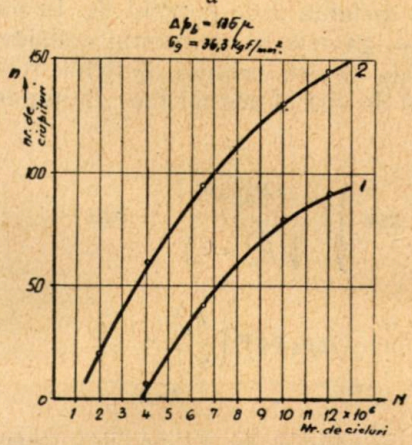
În fig. 3 sînt redate curbele Wöhler pentru 4 angrenaje încercate.

În fig. 4 este reprezentată, într-o diagramă convențională variația rezistenței la pitting a flancurilor dinților roților dințate încercate, în funcție de eroarea pasului de bază.

Se remarcă faptul, că rezistența la pitting a angrenajului la care una dintre roți are abaterea pasului de bază $\Delta p_b = 64\ \mu m$ nu se deosebește de cea a unui angrenaj de clasa 7-a de precizie.



a



b

c

Fig. 5. Variația numărului de ciupituri cu numărul ciclurilor de solicitare.

În schimb, odată cu creşterea abaterii pasului de bază, rezistenţa la pitting scade brusc, fiind apropiată pentru epruvetele cu $\Delta p_b = 95\ \mu m$ şi $\Delta p_b = 135\ \mu m$.

Cercetînd repartiţia ciupiturilor pe flancurile dinţilor roţilor dinţate epruvete executate cu eroare de pas mare, se observă că ele sînt mai dense pe fiecare al doilea flanc.

În fig. 5 este redată diagrama de variaţie a numărului de ciupituri în funcţie de numărul de cicluri de solicitare pe flancurile care au suferit o rectificare suplimentară şi pe cele care au rămas intacte.

3. INTERPRETAREA REZULTATELOR INCERCARILOR

3.1. Angrenarea unor roţi dinţate executate cu eroare de pas

3.1.1. *Cazul succesiunii o două flancuri mai apropiate decît pasul teoretic*

Se presupune angrenarea unei roţi dinţate motoare cu eroarea mare de pas, cu o roată dinţată cu pasul în limitele normale (fig. 6).

Fie cazul cînd flancul I_2, care transmite mişcarea, este urmat de flancul II_2, astfel încît distanţa dintre punctele de intersecţie ale profilelor flancurilor cu linia de angrenare este $p_b - \Delta p_b$ (unde p_b — pasul de bază, iar Δp_b, eroarea pasului de bază).

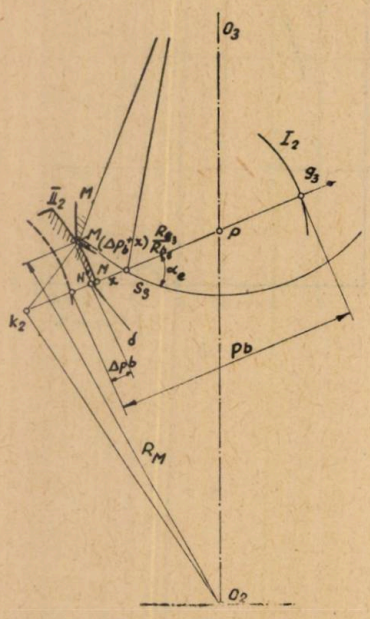


Fig. 6. Schema angrenării a două flancuri aflate la distanţa $p_b - \Delta_{p_b}$ pe linia de angrenare.

Contactul dintre profilul II_2 şi un profil al danturii roţii conduse va începe atunci în punctul M, în afara liniei de angrenare, într-un moment cînd intersecţia N dintre profilul II_2 şi linia de angrenare se găseşte la distanţa x de punctul S_3. În punctul M se găseşte în momentul considerat, intersecţia dintre profilul dintelui roţii 3 şi cercul de vîrf al acestei roţi, obţinîndu-se relaţia :

$$x \cong \sqrt{\frac{2R_{b3}^2 \Delta p_b}{\sqrt{R_{e3}^2 - R_{b3}^2}}} - \Delta p_b - \frac{(\Delta p_b + x)^2 \left(\frac{R_{e3}^2}{R_{b2}^2} - 1\right)}{l - x} \qquad (1)$$

Poziţia punctului de pe profilul flancului II, care vine în contact cu vîrful dintelui

roții 3 se stabilește calculîndu-se raza cercului cu centrul în O_2, care trece prin acest punct (R_M)

$$R_M = \sqrt{\left[R_{b2} + (\Delta p_b + x)\sqrt{\frac{R_{e3}^2}{R_{b2}^2} - 1}\right]^2 + \left[l - x - \frac{(\Delta p_b + x^2)\left[\frac{R_{e3}^2}{R_{b2}^2} - 1\right]}{l - x}\right]^2} \quad (2)$$

În tabelul 2, sînt date valorile x și R_M pentru angrenajul încercat, pentru diferite valori ale lui Δp_b.

Tabelul 2

Δp_b (μm)	x (mm)	t_x (sec)	R_M (mm)	t_p	t_{S_2}
64	3,226	$3{,}73 \cdot 10^{-4}$	57,55		
95	3,625	$4{,}19 \cdot 10^{-4}$	57,85	$9{,}26 \cdot 10^{-4}$	$1{,}054 \cdot 10^{-3}$
135	4,035	$4{,}67 \cdot 10^{-4}$	57,95		

Începînd din momentul primului contact în punctul M, mișcarea roții 3 este accelerată, iar cea a roții 2, frînată, astfel că flancul I_2 pierde contactul cu flancul I_3 cu care se angrena. Flancul II_3 alunecă spre baza dintelui roții 2, în lungul flancului II_2 pînă cînd contactul dintre cele 2 profile se face în S_3. Din acest moment angrenarea celor două roți continuă în condiții normale. Timpul în care s-a produs accelerarea mișcării roții 3, respectiv întîrzierea mișcării roții 2, este

$$t_x = \frac{x}{v_b} \quad (3)$$

unde v_b este viteza de înaintare a punctului de contact pe linia de angrenare.

$$v_b = \omega \cdot R_b. \quad (4)$$

În timpul t_x se produce o creștere a sarcinii pe dinte, datorit deformărilor elastice suplimentare și accelerării mișcării arborilor și roților dințate.

Se poate stabili legătura funcțională dintre deplasarea punctului de intersecție a profilului flancului II_2 cu linia de angrenare și deplasarea punctului de contact pe profilul flancului II_2.

Presupunînd că intersecția profilului flancului II_2 cu linia de angrenare s-a deplasat cu distanța u, punctul de contact dintre profilele dinților se va găsi în M_u, la distanța R_u de punctul O_2 (fig. 7).

Lungimea arcului de evolventă S_u parcurs de punctul de contact între M și M_u se poate calcula pe baza fig. 8.

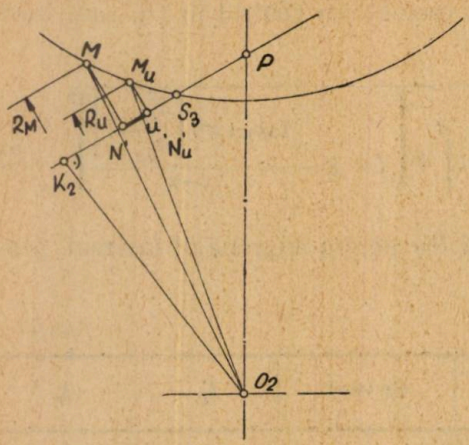


Fig. 7. Schemă pentru calculul lui R_u.

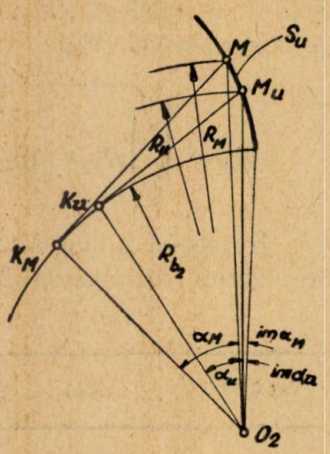


Fig. 8. Schemă pentru calculul lui S_u.

În diagrama fig. 9 s-a reprezentat variația mărimii R_u în funcție de u pentru angrenajele încercate, iar în diagrama fig. 11, variația vitezei medii de alunecare v_a în funcție de S_u (poziția punctului de contact pe profil).

Din diagrama fig. 10 se pot determina distanțele u_r pentru care contactul dintre profile se produce într-un punct ce se află pe raza R_{r2} a cercului de rulare pentru roata 2. Contactul în acest punct se va produce la timpul

$$t_r = \frac{u_r}{v_b} \tag{5}$$

socotit de la primul contact în punctul M.

Punctul de contact dintre profilele în contact parcurge distanța $\overline{S_3P}$ în timpul

$$t_p = \frac{\overline{S_3P}}{v_b}. \tag{6}$$

Pentru angrenajul încercat, valorile t_x, t_r și t_p sînt indicate în tabelul 2.

3.1.2. *Cazul succesiunii a două flancuri mai depărtate decît pasul teoretic*

Se presupune cazul cînd flancul I_2, care transmite mișcarea flancului I_3, este urmat de flancul II_2, astfel încît punctele de intersecție ale profilelor acestor flancuri cu linia de angrenare se găsesc la distanța $p_b + \Delta p_b$ (fig. 11).

În momentul cînd contactul dintre flancurile I_2 și I_3 dispare, profilele flancurilor II_2 și II_3 se vor găsi la distanța $\overline{G_2s_2} = \Delta p_b$, măsurată pe linia

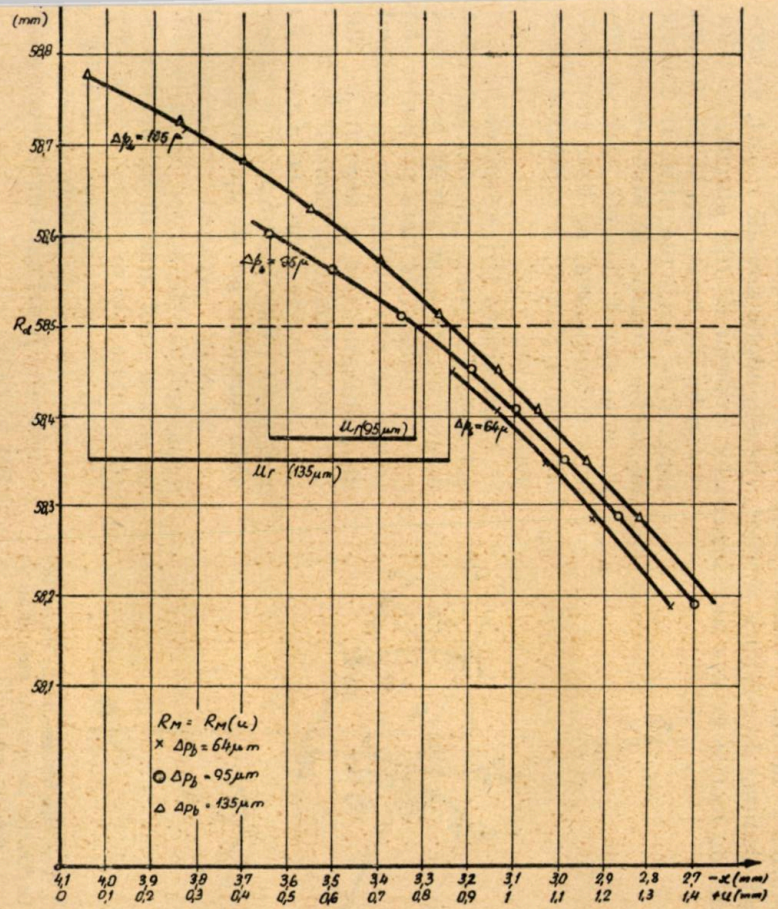


Fig. 9. Schema angrenării a două flancuri aflate la distanța $p_b + \Delta p_b$ pe linia de angrenare.

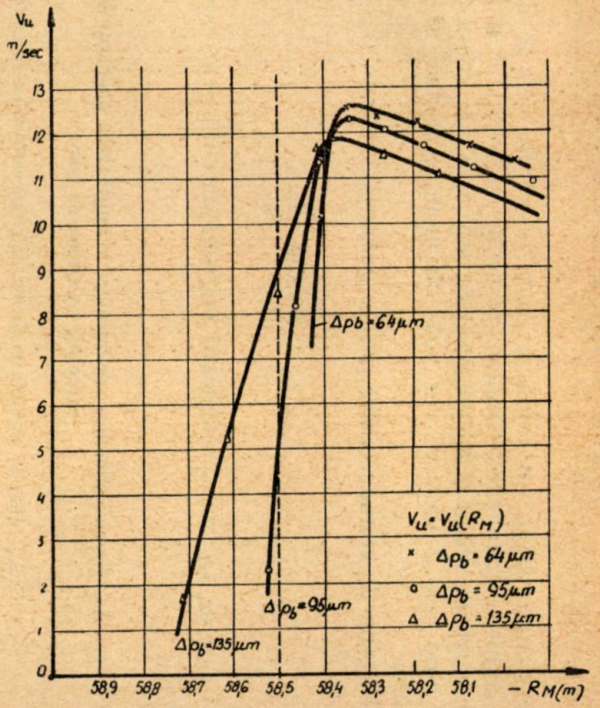


Fig. 10. Variația poziției punctului de contact pe profil.

de angrenare. Deci, instantaneu, contactul dintre cele 2 danturi dispare. Sub acțiunea momentelor motor, respectiv rezistent și a forțelor elastice din mecanism, roata *2* își va accelera mișcarea, iar roata *3* o va încetini, pînă cînd cele 2 flancuri vor veni din nou în contact și anume printr-o ciocnire.

Punctul de contact dintre profile parcurge distanța $\overline{G_2S_2}$ în timpul t_{s2}

$$t_{s2} = \frac{\overline{G_2S_2}}{v_b} = \frac{p_b}{v_b}. \tag{7}$$

Valoarea t_{s2} corespunzătoare angrenajului încercat este trecută în tabelul 2.

3.2. Sarcini dinamice suplimentare la angrenarea unor roți dințate executate cu eroare de pas

3.2.1. *Modele mecanice pentru calculul sarcinilor dinamice*

Mărimea sarcinii dinamice suplimentare care apare datorită erorilor danturii depinde de mărimea erorilor, vitezele unghiulare ale roților, de momentele de inerție masice ale elementelor trenului de roți dințate, de felul motorului de acționare și de natura forțelor de rezistență utile. În funcție de aceste condiții, se stabilește schema unui model mecanic, care să permită determinarea, pe baza unui calcul relativ simplu, a sarcinilor dinamice.

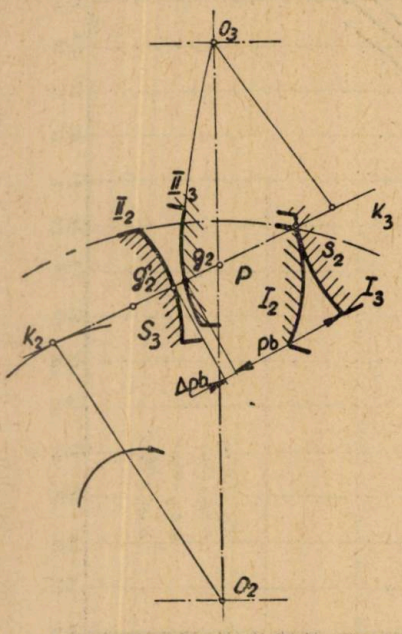


Fig. 11. Variația vitezei medii de alunecare, în funcție de poziția punctului de contact pe profil.

În lucrarea [6], se indică un model mecanic pentru calculul sarcinilor dinamice care apar într-un mecanism cu roți dințate, la care porțiunea din trenul de roți dințate de la motorul de antrenare pînă la angrenajul studiat are rigiditate și moment de inerție masic foarte mare, iar forțele de rezistență utile sînt invariabile cu poziția punctului lor de aplicație.

Modelul prezintă dezavantajul (nemenționat de autor) că corespunde numai unui anumit tip de tren de roți dințate. De asemenea, nu se precizează, cît este intervalul de timp t, în care se produce introducerea sau retragerea penei care modelează eroarea danturii.

Pe principiul modelului mecanic al lui Tuplin, s-a imaginat un model mecanic corespunzător standului în circuit închis la care s-au executat încercările (fig. 12).

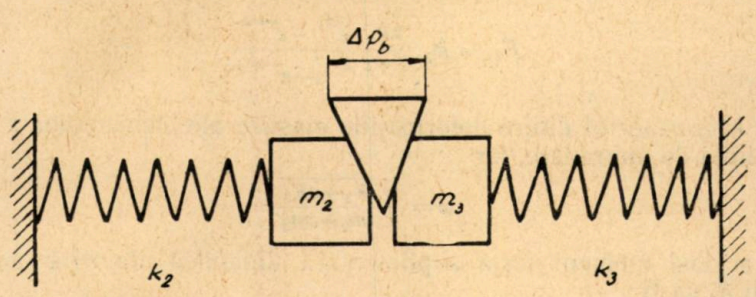


Fig. 12. Modelul mecanic propus pentru calculul sarcinilor suplimentare dinamice în angrenajul încercat.

Intrarea în angrenare a unui flanc de dinte a roții motoare, așezată la distanța $(p_b - \Delta p_b)$ măsurată pe linia de angrenare de la flancul anterior, face ca peste mișcarea ideală a trenului de roți dințate, să se suprapună o mișcare suplimentară, care se poate modela prin introducerea unei pene de lățime maximă Δp_b, între masele m_2 și m_3 (masele reduse la linia de angrenare ale roților din angrenaj și ale unor părți din arborii intermediari) sprijinite la rîndul lor pe cîte un arc, de coeficient de elasticitate k_2 și k_3, reprezentînd elasticitatea cîte unui arbore pe ea. Timpul de introducere a penei este timpul t_x calculat în paragraful 3.1.1.

Intrarea în angrenare singulară a unui flanc de dinte așezat la distanța $(p_b + \Delta p_b)$ de flancul anterior, corespunde unei mișcări suplimentare, modelate prin retragerea instantanee a penei. Sub acțiunea forțelor elastice din arcuri, masele m_2 și m_3 se vor apropia, ciocnindu-se după consumarea distanței Δp_b.

In tabelul 3 sînt indicate valorile mărimilor caracteristice ale modelului considerat, în conformitate cu datele angrenajului încercat.

Tabelul 3

$m_2 = 2 \cdot 10^{-3}$ kgf sec^2/cm $k_2 = 2{,}66 \cdot 10^3$ kgf/cm	$m_3 = 2{,}51 \cdot 10^{-3}$ kgf sec^2/cm $k_3 = 2{,}66 \cdot 10^3$ kgf/cm

3.2.2. *Calculul sarcinilor dinamice suplimentare pentru faza de introducere a penei*

S-au scris ecuații de mișcare pentru modelul mecanic imaginat, în faza introducerii penei. Cu ajutorul ei s-au determinat sarcinile dinamice suplimentare în diferite momente ale contactului dintre dinții care intră în angrenare.

În momentul contactului dintre vîrful dintelui roții *3* și zona polilor de pe dintele roții *2* (timpul t_r de la primul contact) forța suplimentară datorită dinamicii deformației elastice sistemul lui va fi :

$$F_{e_r} = k_2 \frac{\Delta p_b}{1+c} \frac{e^{\omega t_r} - e^{-\omega t_r}}{e^{\omega t_x} - e^{-\omega t_x}} \tag{8}$$

unde : c este raportul dintre deformațiile elastice ale elementelor 2 și 3, reduse la linia de angrenare, iar

$$\omega = \sqrt{\frac{K_2 + cK_3}{m_2 + cm_3}}.$$

În același moment forța suplimentară dinamică datorită accelerării arborelui *3*, va fi

$$F_{t_r} = \omega^2 m_3 \frac{\Delta p_b}{1+c} \frac{e^{\omega t_r} - e^{-\omega t_r}}{e^{\omega t_x} - e^{-\omega t_x}} \tag{9}$$

iar forța dinamică suplimentară totală

$$F_{d_r} = F_{e_r} + F_{t_r} = (K_2 + \omega^2 m_3) \frac{\Delta p_b}{1+c} \frac{e^{\omega t_r} - e^{-\omega t_r}}{e^{\omega t_x} - e^{-\omega t_x}}. \tag{10}$$

În momentul contactului în punctul S_3, de pe linia de angrenare (timpul t_x de la primul contact) forța suplimentară dinamică datorită deformării elastice va fi :

$$Fe_{s_3} = K_2 \frac{\Delta p_b}{1+c} \tag{11}$$

iar forța suplimentară dinamică datorită accelerației arborelui *3*

$$F_{t_{s_3}} = \omega^2 m_3 \frac{\Delta p_b}{1+c}. \tag{12}$$

Cu aceasta, forța dinamică suplimentară totală în momentul respectiv va fi :

$$F_{d_{s_3}} = F_{e_{s_3}} + F_{i_{s_3}} = (K_2 + \omega^2 m_3) \frac{\Delta p_b}{1+c}. \tag{13}$$

După ce punctul de contact al profilelor depășește S_3, deformarea în continuare a danturilor și arborilor standului, corespunzător mișcării modelului mecanic după terminarea introducerei penei, cauzează o micșorare a sarcinii dinamice suplimentare a danturii. În momentul t, cînd punctul de contact între profile ajunge în pol, micșorarea sarcinii dinamice va fi de

$$\Delta F_{dp} = m_2 \left(V_{t_x} \cdot \omega_{2'} \sin \omega_{2'} t_p + \frac{\Delta p_b}{1+c} \omega_{2'}^2 \cos \omega_{2'} t_p \right) -$$

$$- k_2 \left(\frac{\Delta p_b}{1+c} \cos \omega_{2'} t_p + \frac{V_{tx}}{\omega_{2'}} \sin \omega_{2'} t_p \right) \tag{14}$$

unde

$$\omega_{2'} = \sqrt{\frac{k_2}{m_2}}.$$

Pentru solicitarea de pitting, prezintă interes mărimea forței dinamice în momentul angrenării în pol

$$F_{d_p} = F_d - \Delta F_{d_p} \tag{15}$$

În tabelul 4 sînt indicate valorile forțelor dinamice suplimentare pentru angrenajele încercate. S-a admis $c = \frac{k_2}{k_3} = 1$.

Tabelul 4

Δp_b μm	ω sec^{-1}	$\omega_{2'}$ sec^{-1}	$F_{e_{s_3}}$ kgf	$F_{i_{s_3}}$ kgf	$F_{d_{s_3}}$ kgf	F_{e_r} kgf	F_{i_r} kgf	F_{d_r} kgf	V_t mm/sec	t_0 sec	$\Delta F_{d_{tp}}$ kgf	F_{d_p} kgf	F_0 kgf
64	$1{,}07 \cdot 10^{-3}$	$1{,}02 \cdot 10^{-3}$	8,5	9,88	18,38	0	0	0	38,8	$8{,}56 \cdot 10^{-4}$	8,29	10,09	85,6
95			13,75	12,65	26,40	1,19	1,275	2,465	50,9	$7{,}92 \cdot 10^{-4}$	12,45	13,95	35,4
135			19,6	17,95	37,55	4,2	4,52	8,72	72,5	$7{,}95 \cdot 10^{-4}$	17,2	20,35	27,8

În același tabel, s-a indicat și valoarea forței pe dinte F_0, pentru încărcările corespunzătoare rezistenței la pitting a flancurilor danturii respective.

3.2.3. *Calculul sarcinilor dinamice pentru faza de retragere a penei*

Ciocnirea maselor m_2 și m_3 se va produce după

$$t_c = \frac{\pi}{2\omega_{2'}} \tag{16}$$

secunde de la retragerea penei.

Valoarea t_c este trecută în tabelul 5.

Viteza masei m_2 în momentul ciocnirii este

$$V'_{2c} = \frac{\Delta p_b}{1+c}\omega_{2'} \tag{17}$$

Viteza masei m_3 în momentul ciocnirii va fi:

$$V_{3c} = \frac{\Delta p_b}{1+c^{-1}}\omega_{3'} \tag{18}$$

nde

$$\omega_{3'} = \sqrt{\frac{k_3}{m_3}}.$$

Considerînd ciocnirea realizîndu-se cu coeficientul K, masa m_2 va primi în urma ciocnirii viteza

$$V_2 = V_{2c} - \frac{(V_c + V_{3c})(1+k)}{1+\frac{m_2}{m_3}}. \tag{19}$$

Dacă se presupune că forţa de ciocnire acţionează la ieşirea din angrenare a flancurilor (dacă $t_{S_2} > t_c$), forţa medie de ciocnire va avea mărimea

$$F_c = \frac{m_2(V_2 - V_{2c})}{t_{S_2} - t_c} = \frac{m_2\left[V_{2c} - \frac{(V_{2c}+V_{3c})(1+k)}{1+\frac{m_2}{m_3}}\right]}{t_{S_2} - t_c}. \tag{20}$$

În tabelul 5 sînt indicate forţele dinamice suplimentare F_0 pentru angrenajele încercate.

Tabelul 5

Δp_b µm	ω_2' sec^{-1}	ω_3' sec^{-1}	t_c sec	V_{2c} mm/sec	V_{3c} mm/sec	V_s mm/sec	F_c
64				$3{,}26\cdot10^{-5}$	$3{,}23\cdot10^{-5}$	$-1{,}95\cdot10^{-5}$	
95	$1{,}02\cdot10^{-3}$	$1{,}01\cdot10^{-3}$	$1{,}54\cdot10^{-3}$	$4{,}84\cdot10^{-5}$	$4{,}8\cdot10^{-5}$	$-2{,}91\cdot10^{-}$	0
135				$6{,}90\cdot10^{-5}$	$6{,}82\cdot10^{-5}$	$-4{,}15\cdot10^{-5}$	

3.3. Solicitări de contact suplimentare dinamice

S-au calculat solicitările suplimentare datorite forţelor dinamice pentru zona liniei polilor, caracteristică apariţiei fenomenului de pitting cu formula lui Herz.

În tabelul 6 sînt trecute valorile solicitărilor de contact suplimentare dinamice în zona liniei polilor de pe dintele roţii 2, pentru angrenajele în-

Tabelul 6

Δp_b µm	σ_{g1} kgf/mm^2	σ_{g2} kgf/mm^2	σ_{g3} kgf/mm^2
64	19,25	0	
95	22,06	114	0
135	26,9	101,2	

cercate și anume σ_{g_1} pentru angrenarea a două flancuri aflate la distanța $p_b - \Delta p_b$, σ_{g_2} pentru contactul vîrfului unui dinte cu zona polilor la celălalt dinte și σ_g pentru angrenarea a două flancuri aflate la distanța $p_b + \Delta p_b$.

3.4. Distrugerea prin pitting a flancurilor dinților roților dințate încercate

Modul de funcționare a angrenajelor cu dantură executată cu eroare de pas explică rezultatele obținute la încercările de distrugere a flancurilor dinților prin pitting.

Solicitările de contact dinamice suplimentare cauzează scăderea rezistenței la pitting a flancurilor dinților roților dințate cu dantura executată cu eroare de pas.

Intrarea în angrenare prin ciocnire a flancurilor de dinte ale roții motoare așezate la distanța $p_b + \Delta p_b$ de flancul anterior producînduse după ce punctul de contact a depășit zona polilor, aceste flancuri vor avea o rezistență la pitting mai mare, ceea ce explică de ce la roțile dințate încercate jumătate din flancurile active ale dinților au prezentat ciupituri mai tîrziu decît cealaltă jumătate.

Solicitările de contact suplimentare în momentul angrenării în zona polului sînt relativ mici, ceea ce explică de ce la valori mici ale erorilor pasului de bază, rezistența la pitting a flancurilor dinților nu scade sub valoarea pe care o are pentru o dantură ideală, cu eroare a pasului de bază nulă, executată din același material (a se vedea diagrama fig. 4).

În czul unor danturi cu valori mari ale erorii pasului, primul contact dintre vîrful dintelui roții dințate antrenate și flancul dintelui roții motoare are loc deasupra zonei liniei polilor de pe acest flanc. Deci, în această zonă vor avea loc două contacte în decursul angrenării a două flancuri.

Din cauza faptului că contactul flancului dintelui roții motoare se face la începutul angrenării flancurilor cu muchia de intersecție a flancului dintelui roții conduse cu cilindrul de vîrf al acestei roți, solicitarea de contact este relativ mare. Totodată, în momentul contactului în zona polului, alunecarea vîrfului dintelui roții conduse spre baza flancului dintelui roții motoare se face cu viteză mică, deci forța de frecare și tensiunea tangențială în stratul superficial al dintelui sînt mari. Toate acestea explică rezistența redusă la solicitarea de contact a flancurilor dinților care sînt așezate la distanța $p_b - \Delta p_b$ de flancul anterior.

Dezvoltarea în stadiul progresiv al fenomenului de pitting a flancurilor dinților roții motoare încercate cauzează creșterea solicitării de contact la angrenarea în zona polilor. În același timp, în uleiul de ungere a angrenajului crește cantitatea de așchii mărunte. Aceste două cauze duc la dezvoltarea fenomenului de pitting și pe flancurile dinților roții dințate conduse.

4. CONCLUZII

Încercările efectuate și interpretarea teoretică a rezultatelor obținute, pe baza studiului cinematic și dinamic al angrenării danturilor executate cu eroare de pas, evidențiază influența acestei erori asupra durabilității flancurilor dinților roților dințate cilindrice cu dinți drepți.

Pentru danturi executate în limitele toleranțelor admise în construcția de mașini, această influență este neglijabilă. Flancarea danturii, eliminînd contactul suplimentar în zona polilor, poate mări rezistența la pitting a roților dințate executate cu erori mari de pas.

Studiul efectuat permite exprimarea unei păreri în privința așa-zisului coeficient dinamic, utilizat în dimensionarea angrenajelor.

Coeficientul dinamic obișnuit, indicat de literatura tehnică de specialitate se referă exclusiv la calculul solicitării de încovoiere al dintelui și este inaplicabil pentru aproximarea solicitării de contact reale în zona polului, din cauza dublei solicitări în perioada unei angrenări, la dantura executată cu erori mari de pas, cît și din cauza „relaxării" sarcinii dinamice inițiale, pînă cînd contactul flancurilor ajunge în zona polului.

Calculul sarcinii dinamice reale nu este reductibilă la o schemă simplă, general valabilă pentru toate angrenajele. Acest calcul trebuie să se facă ținîndu-se seama de construcția trenului de roți dințate din care face parte angrenajul, de felul motorului de antrenare și de natura forțelor de rezistență.

Faptul, că solicitările de contact suplimentare datorite sarcinilor dinamice depind pe lîngă mărimile erorilor de dimensiunile angrenajului și caracteristicile mașinii explică după părerea noastră rezultatele contradictorii la care au ajuns diferiți cercetători, care au făcut încercări privind influența sarcinilor dinamice suplimentare asupra rezistenței flancurilor dinților roților dințate din oțel.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Buckingham, *Dynamic loads on Gear teeth.* Editura ASME-New York (1931).
2. W. A. Tuplin, Dynamic loads on Gear Teeth. Revista Machine Desigm 25 (oct. 1953).
3. G. Niemann și H. Rettig, Dynamische Zahnkräfte. Revista ZVDI 99 (1957).
4. E. Buckingham, *Analytical Mechanics of Gears.* Editura Mc. Graw-Hill New York 1949.
5. G. Niemann și H. Rettig, Eror-induced dynamic gear-tooth load. Proc. I. Mech series E, Paper 20, London 1958.
6. W. A. Tuplin, *Gear load Capacity.* Editura Pittmann, London 1961.
7. F. Kovacs, B. Horovitz, A. Dreuceanu, L. Bagiu, I. Sporea, Unele concluzii asupra măsurării profilelor în evolventă ale roților dințate ale mașinilor-unelte fabricate la uzinele „Înfrățirea" Oradea. Buletinul științific și tehnic al IPT, Tom 7 (22), fasc. 2 Timișoara 1962.
8. Dudley-Winter, *Zahnräder.* Editura Springer, Berlin 1961.
9. B. Horovitz, *Reductoare și variatoare de turație.* Ed. Tehnică București, 1963.
10. G. Niemann, W. Richter, Minderung der Zahnflanken-Tragfähigkeit durch Verzahnungsfehler. Revista Konstruktion, Iulie 1960.
11. F. Henriot, *Traité theoretique et practique des engrenages.* Editura Dunod Paris 1961.
12. Trubin, *Incercarea la solicitări de contact a materialelor roților dințate.* Editura Mașghiz Moscova 1962.
13. Fr. Kovacs, B. Horovitz, A. Müller, M. Crudu, D. Perju, I. Micșa, Incercări în vederea stabilirii influenței solicitării de încovoiere a dintelui asupra fenomenului de pitting la roți dințate cilindrce cu dinți drepți. Bul. științific și tehnic al IPT Tom 10(24) fascicola 1—1965.

ИСПЫТАНИЯ ДЛЯ УСТАНОВЛЕНИЯ ВЛИЯНИЯ ПОГРЕШНОСТИ ОКРУЖНОГО ШАГА НАРЕЗКИ ЗУБЬЕВ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ ФИТИНГУ БОКОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС С ПРЯМЫМИ ЗУБЬЯМИ

(РЕЗЮМЕ)

Приводятся результаты опытных исследований проведенных для установления выносливости боковых сторон некоторых цилиндрических зубчатых колес с прямыми зубьями из стали 41 С 10 СТАС 791-63, которые были обработаны таким образом чтобы погрешность окружного шага их зубьев была преобладающей.

Дается теоретическая интерпретация результатов полученных на основании изучения динамики зубчатого зацепления с известными значениями погрешности окружного шага.

В заключение, даются рекомендации относительного использования полученных результатов при проектировании зубчатых зацеплений.

VERSUCHE ZUR BESTIMMUNG DER WIRKUNG DES VERZAHNUNGSTEILUNGSFEHLERS AUF DIE PITTING-DAUERFESTIGKEIT GERADVERZAHNTEN STIRNRÄDER

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es werden die Ergebnisse der Dauerfestigkeitprüfungen der Flanchen geradverzahnter Stirnräder aus Stahl 41 C10 (STAS 791-63), mitgeteilt. Die Versucheszahnräder wurden so bearbeitet, dass sie den Teilungsfehler als hervorragende Fehler der Verzahnung auf wiesen. Es wird ausserdem eine theoretische Interpretation der Versuchsergebnisse gegeben, welche sich auf die dynamische Analyse eines Zahnradgetriebes mit gegebenen Teilungsfehlern stützt. Am Schlusse werden Vorschläge gemacht in welcher Art man die oben erwähnten Ergebnisse für den Getriebeentwurf verwerten kann.

ASUPRA POSIBILITĂȚILOR DE PRELUCRARE CU SCINTEI ELECTRICE A PIESELOR DIN OȚEL AUSTENITIC MANGANOS

DE

I. SPOREA, Al. NICHICI

1. PRELUCRABILITATEA PRIN AȘCHIERE A OȚELULUI AUSTENITIC MANGANOS

Aprecierea prelucrabilității prin așchiere a oțelului austenitic manganos este tratată contradictoriu în literatura de specialitate. Astfel, după [1] prelucrarea mecanică nu se poate realiza, iar [2], [3] susține că prelucrarea prin așchiere este foarte dificilă însă nu imposibilă. În [4] se arată că în cazul rigidității sporite a mașinilor unelte, scule bine ascuțite, regim de așchiere $v = 9$ m/min. $s = 0{,}63 \div 0{,}76$ mm/rot. $t = 12{,}5$ mm prelucrarea este posibilă. Cercetările [5], [6] evidențiază posibilitatea prelucrării cu scule placate cu aliaje dure metaloceramice T15K6 la regimuri de așchiere $v = 15 \div 30$ m/min. în stare rece și $v = 140 \div 180$ m/min. în stare caldă, $t = 2 \div 3$ mm (400÷600°). La temperaturi mai mici decît 400 °C durabilitatea sculelor este cca. 5 min. iar pentru temperaturi de 400÷600 °C aceasta atinge valori de 30 ÷ 60 min. [6].

În ceea ce privește găurirea, armarea burghielor pentru prelucrarea oțelului cu plăcuțe din aliaj dur „nu a dat pînă acum rezultate pozitive din cauza eficacității mici și economicității insuficiente" [7], iar pentru diametre sub 15 mm „din cauza rezistenței scăzute a îmbinării plăcuței cu corpul burghiului, nu se asigură siguranța în exploatare" [8].

Datele contradictorii din literatură au determinat autorii să efectueze încercări de prelucrare prin așchiere (rabotare și găurire) a unor piese din oțel austenitic manganos indigen T130 M135 (STAS 3718-63) în stare turnată și respectiv călită (încălzită la 1100 °C și răcire în apă).

S-a constatat că așchierea este practic imposibilă cu scule confecționate din oțeluri de scule carbon și aliate și din oțel rapid RW 180. Utilizarea unor scule așchietoare armate cu plăcuțe din aliaj dur T15K6 determină în cazul rabotării durate continui de așchiere de cca. 5÷10 minute.

Pe baza datelor enumerate se poate conchide că la nivelul actual al sculelor așchietoare problema prelucrării prin așchiere a pieselor din oțel austenitic manganos este nerezolvată. Acest fapt limitează utilizarea acestui oțel, posesor al unui complex de proprietăți deosebit de favorabile și obținut la un preț de cost de numai 73% din prețul oțelului carbon, la organe

de mașini de complexitate redusă, care în majoritatea cazurilor nu necesită prelucrări mecanice [9].

În această situație găsirea unor scule așchietoare sau procedee de prelucrare care să poată asigura executarea tuturor operațiilor tehnologice, la orice piesă din oțel austenitic manganos, se impune în mod necesar.

2. ASUPRA POSIBILITĂȚII ȘI CONDIȚIILOR DE PRELUCRARE CU SCINTEI ELECTRICE A PIESELOR DIN OȚEL AUSTENITIC MANGANOS

Cercetările efectuate de autori asupra unor piese din oțel austenitic manganos T130M135 în stare turnată și respectiv călită au avut ca scop, în primul rînd verificarea practică a posibilității de prelucrare cu scîntei electrice a orificiilor cu diametru sub 15 mm, orificii imposibil de realizat prin așchiere și foarte greu de obținut prin turnare.

În al doilea rînd, cercetările au urmărit particularitățile pe care le prezintă procesul de prelucrare cu scîntei electrice a pieselor din oțel T130 M135 în vederea optimizării acestuia din punct de vedere al materialului electrozilor sculă la un regim electric de lucru dat.

Experimentările s-au efectuat pe o instalație EROSIMAT C echipată cu un generator de impulsuri de relaxare, pe un regim caracterizat ca mijlociu în cadrul procedeului de prelucrare cu scîntei electrice și anume: $U_{străpungere} = 150$ V, $C = 50$ μF, $I_{sc} = 13{,}5$ A, $f = 300$ Hz. Au fost executate orificii străpunse în plăcuțe din oțel T130 M135 turnate și respectiv călite. Electrozii sculă, cu $\phi 10$ mm au fost confecționați din aluminiu, alamă, cupru și fontă cenușie, materiale curent utilizate în acest scop. Ca lichid de lucru s-a folosit petrol.

Rezultatele obținute sînt prezentate în figura 1, pentru piesele turnate și în figura 2 pentru piesele călite.

Caracteristicile tehnologice ale găuririi cu scîntei electrice pentru domeniul de diametre cuprins între 3÷20 mm, în cazul utilizării unor electrozi sculă din aluminiu sînt reprezentate în figura 3.

Prelucrabilitatea pieselor din oțel T130 M135 a fost apreciată pe baza următoarelor criterii:

— productivitatea prelucrării V în mm³/min.
— uzura relativă volumetrică a sculei u în %
— productivitatea ce revine unui procent de uzură volumetrică a sculei V_u în mm³/min.%

Analiza diagramelor reprezentate în figurile 1 și 2 determină următoarele observații:

1. Piesele din oțel austenitic manganos se prelucrează relativ ușor cu scîntei electrice. Faptul este atestat de valorile mai ridicate ale productivității prelucrării în raport cu valorile obținute la piese din alte categorii de oțeluri (OLC și C120) în aceleași condiții de lucru [10], [11].

Starea structurală diferită a pieselor turnate și respectiv călite nu influențează calitativ, ci numai cantitativ parametri tehnologici considerați. Se remarcă o prelucrabilitate mai bună a pieselor călite.

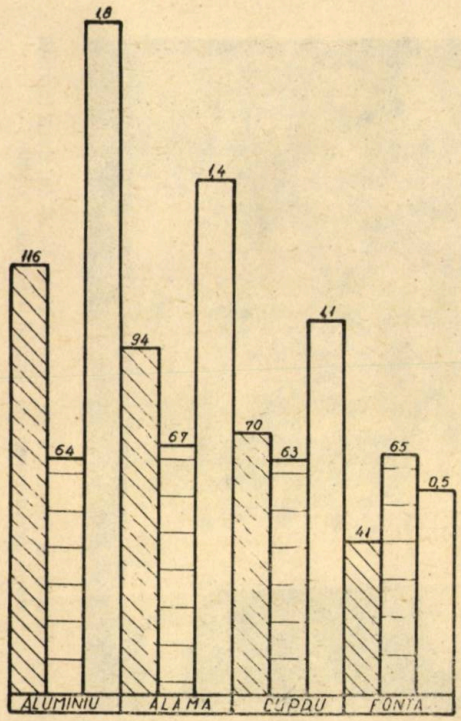


Fig. 1. Caracteristicile tehnologice ale găuririi cu scîntei electrice a pieselor din oțel T130 M135 în stare turnată:

////— productivitatea prelucrării; ≡ — uzura relativă volumetrică a sculei; | — productivitatea pe procent de uzură a sculei.

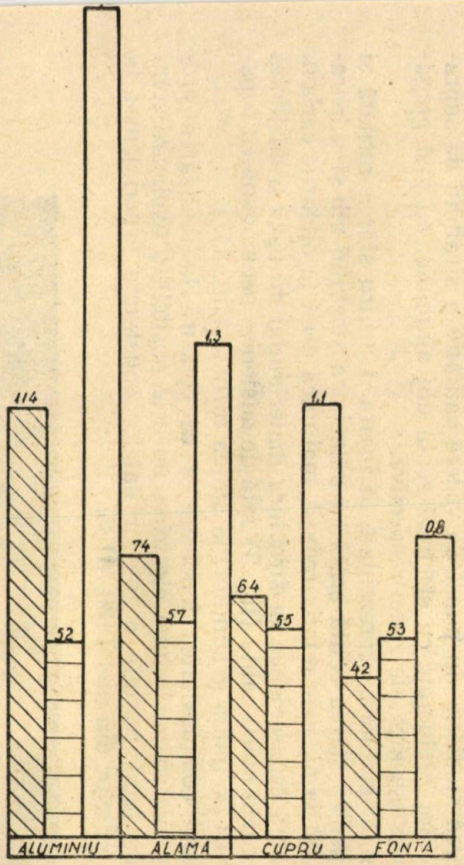


Fig. 2. Caracteristicile tehnologice ale găuririi cu scîntei electrice a pieselor din oțel T130 M135 în stare călită:

////— productivitatea prelucrării; ≡ — uzura relativă volumetrică a sculei; | — productivitatea pe procent de uzură a sculei.

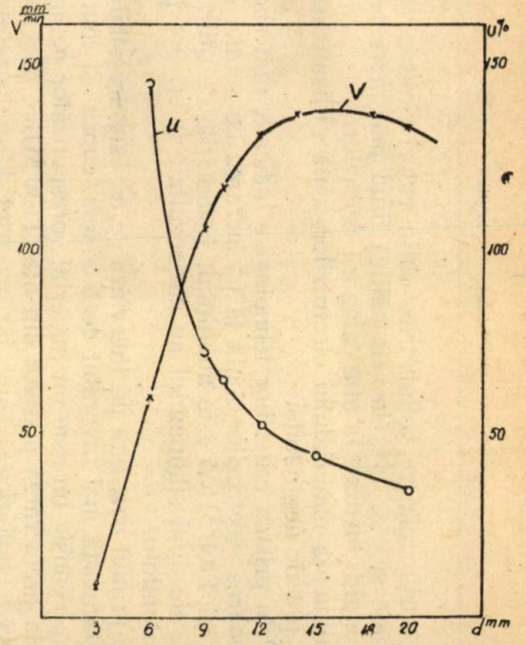


Fig. 3. Dependența caracteristicilor tehnologice ale găuririi cu scîntei electrice a pieselor din oțel T130 M135 în stare turnată de diametrul găurii executate.

2. Uzurile relative volumetrice obțin valori ridicate (cca. 64% la piesele turnate și cca. 54% la cele călite) fiind mai mari decît valorile întîlnite în condiții identice la alte categorii de oțeluri.

3. Influența materialului electrozilor sculă utilizați asupra uzurii relative este practic neglijabilă.

4. Prin prisma criteriilor tehnologice indicate, materialul optim pentru confecționarea electrozilor sculă la prelucrarea cu scîntei electrice a pieselor din oțel T130 M135 este aluminiul. Încercările de utilizare a unor scule din aliaje de tipul siluminului au dat rezultate inferioare în raport cu sculele din aluminiu.

Este primul caz, față de literatura ce ne este accesibilă, în care aluminiul se comportă mai favorabil decît alama, cuprul și fonta cenusie.

Fonta cenușie nu este un material corespunzător pentru confecționarea sculelor la prelucrarea pieselor din oțel T130 M135, deoarece determină caracteristici tehnologice scăzute, iar procesul de prelucrare este instabil.

In vederea studierii din punct de vedere calitativ a stratului de suprafață al orificiilor prelucrate cu electrozi sculă din aluminiu, au fost pregătite probe metalografice ale zonei respective.

Fotografiile acestora, reprezentate în figura 4 pentru starea turnată și în figura 5 pentru starea călită arată că adîncimea stratului alb și substratului modificat termic este relativ redusă, mai mică decît la oțelurile carbon.

Se remarcă de asemenea la structura materialului de bază o austenită omogenă în cazul stării călite (fig. 5) față de austenita neomogenă cu separare de carburi pe limita grăunților, la starea turnată (fig. 4).

Dată fiind complexitatea fenomenelor ce concură la realizarea procesului de prelucrare cu scîntei electrice, nu este posibilă o explicare completă, riguros fundamentată a tuturor datelor constatate experimental la prelucrarea pieselor din oțel T130 M135.

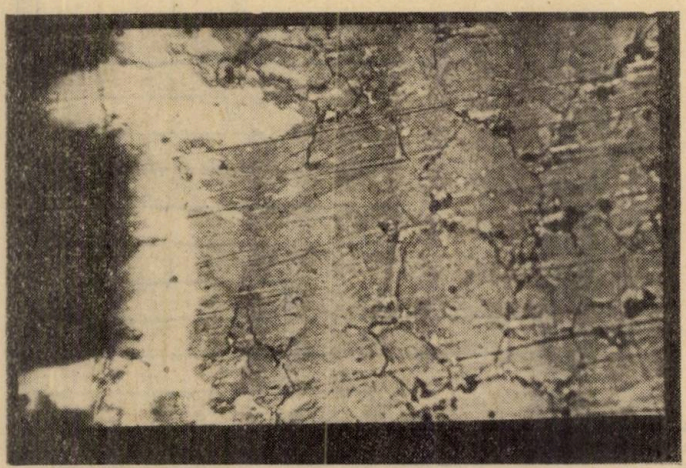


Fig. 4. Stratul de suprafață al oțelului T130 M135 în stare turnată după prelucrarea cu scîntei electrice. ×340.

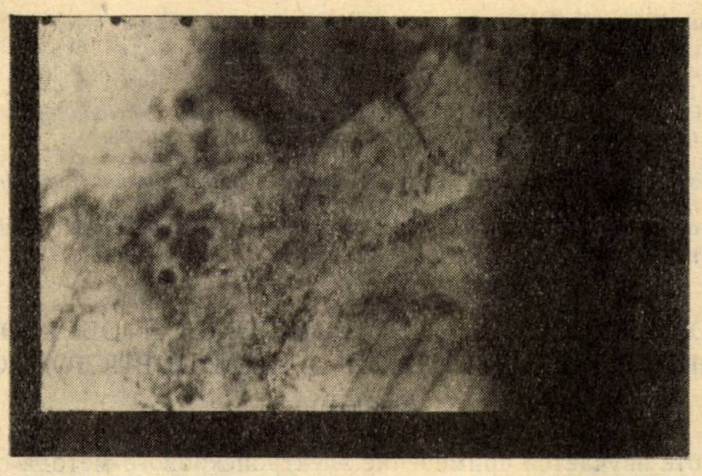


Fig. 5. Stratul de suprafață al oțelului T130 M135 în stare călită după prelucrarea cu scîntei electrice. X340.

Considerăm totuși necesar să relevăm unele aspecte ce sînt în strînsă legătură cu observațiile făcute mai sus.

Aplicarea criteriului lui Palatnik [10] pentru determinarea stabilității la eroziune electrică în condiții fizice, la oțelul T130 M135, indică o stabilitate de cca. 4 ori mai mică decît a oțelului carbon.

Aplicarea aceluiași criteriu la materialele utilizate ca scule arată că acestea se plasează în ordinea descreșterii stabilității, după cum urmează: aluminiu, alamă, fontă cenușie și cupru. Experimental a fost determinată aceeași ordine, cu excepția fontei cenușii plasată în urma cuprului, probabil din cauza instabilității procesului de prelucrare.

Dintre proprietățile termice ale oțelului T130 M135 se remarcă conductibilitatea termică scăzută (0,031 kcal/cm · sec · grad) [4], de cca. 4÷5 ori mai redusă decît a oțelului carbon. Aceasta favorizează pătrunderea pe o adîncime mai mică a căldurii transmise din canalul descărcării în stratul de suprafață al piesei prelucrate, fenomen confirmat de adîncimea redusă a stratului alb și substratului modificat termic.

Cercetările efectuate arată că există perspective tehnico-economice favorabile pentru aplicarea procedeului de prelucrare cu scîntei electrice la prelucrarea pieselor din oțel austenitic manganos, atît în cadrul operațiilor de găurire cît și pentru alte operații tehnologice.

BIBLIOGRAFIE

1. A. P. Guliaev, *Metalurgie Fizică*. Ed. Tehnică București 1954 p. 398—399.
2. Manganese steel in industry. Mehanical World 138 (1958) Nr. 3473 p. 543.
3. M. A. Tilkin, Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov 1960 Nr. 5 p. 53.
4. *Marganțovistaia stali*. Metallurgizdat. Moskva 1959 p. 99.

5. S. I. Kuniţîn, S. I. Iuşkov, Stanki i instrument XXXV (1964) Nr. 10 p. 31.
6. B. I. Borisov, S. I. Kulbaka, Stanki i instrument XXXVI (1965) Nr. 7 p. 26.
7. I. I. Semencenko, *Proiektirovanie metallorejuscih instrumentov*. Maşghiz Moskva 1963 p. 183.
8. K. N. Kirillov, O. M. Kirillova, *Sverlenie otverstii v detaliah iz trudnoobrabatîvaiemîh materialov*. Maşinostroienie. Moskva 1965 p. 83.
9. M. P. Anidalov, Liteinoe proizvodstvo 1964 Nr. 4 p. 1—3.
10. L. I. Popilov, *Spravocinik po elektriceskim i ultrazvokovîm metodam obrabotki materialov*. Maşghiz Moskva 1963 p. 251.
11. E. M. Levinson, *Elektroerozionnaia obrabotka metallov*. Lenizdat. Leningrad 1961. p. 126—131.

О ВОЗМОЖНОСТЯХ ЭЛЕКТРОИСКРОВОЙ ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ АУСТЕНИТНОЙ МАРГАНЦОВИСТОЙ СТАЛИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается применение электроискрового метода обработки для прошивания отверстий в изделиях из аустенитной марганцовистой стали Т 130 М 135 (СТАС 3718-63), которые невозможно осуществлять резанием для диаметров меньших 15 мм.

Определяются оптимальные условия обработки в зависимости от материала электрода инструмента и рабочего режима.

Работа открывает возможность расширения области применения в промышленности аустенитной марганцовистой стали.

ÜBER DIE BEARBEITUNGSMÖGLICHKEITEN DES MANGANHALTIGEN AUSTENITSTAHLES T130 M135 DURCH ELEKTROFUNKENVERFAHREN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der beiliegenden Arbeit wird das Bearbeitungsverfahren durch Elektrofunken zum Löchern von Werkstücken aus manganhaltigem Austenitstahl T130 M135 (STAS 3718-63) angewendet. Es ist bekannt dass die Bearbeitung von kleinen Löcher (unter 15 mm) durch Zerspanverfahren unmöglich ist.

Die optimalbedingungen werden in Abhang von dem Elektrodenwerkstoff und den benützten Arbeitsfaktoren bestimmt. Dies trägt zur Erweiterung des Anwendungsgebietes von Werkstücken aus manganhaltigen Austenitstahl bei.

PREPARAREA PE LOCOMOTIVE DIESEL A COMBUSTIBILILOR INFERIORI

DE

I. ZĂGĂNESCU, C. POPESCU

1. SCHEMA INSTALAȚIEI DE PREPARARE

Prepararea pe lomotive Diesel a combustibililor inferiori, are ca scop aducerea lor la condiții de ardere corespunzătoare ($\eta_\tau \geqslant 0{,}25$), după ce combustibilii au fost supuși în depou la un tratament prealabil [1].

Instalațiile de preparare pe locomotive cuprind, ca o continuare a fluxului tehnologic de preparare prealabilă din depouri, două grupe de operațiuni:

— Încălzirea la 100 ... 110° pentru aducerea gradului de vîscozitate la 1,8 ... 2 °E și activarea procesului de ardere al păcurii.

— Filtrare în trei trepte de finețe: prefiltrare, între rezervorul de combustibil de pe locomotivă și pompa de combustibil și filtrare grosier-micro între pompele de combustibil și de injecție.

Schema bloc a instalației este arătată în fig. 1.

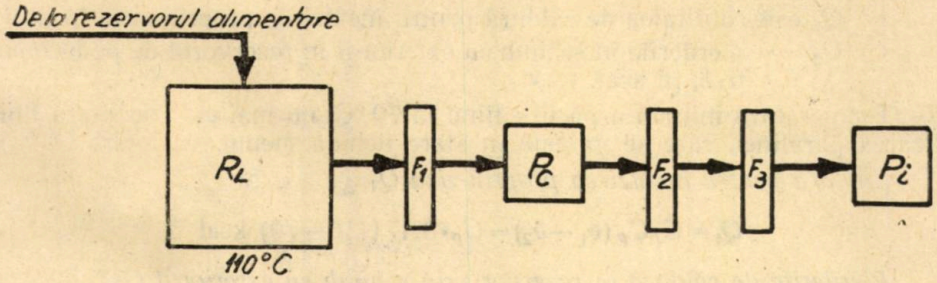


Fig. 1. Schemă bloc a instalației de preparare a păcurii pe locomotivă:

R_L — Rezervor principal cu instalație de încălzire; F_1 — Prefiltru; P_C — pompă de combustibil; F_2 — filtru grosier; F_3 — filtru fin; P_i — pompă de injecție.

Ca sistem de referință pentru schema fluxului tehnologic se consideră capacitatea rezervoarelor de combustibil de pe locomotivă și consumul orar de păcură.

2. SISTEMUL DE INCALZIRE PE LOCOMOTIVA

Pe locomotivă se efectuează în realitate o reîncălzire a păcurii, întrucît se presupune că alimentarea se face la o temperatură ridicată, ca urmare a preparării pe instalațiile din depouri.

Instalația de încălzire se montează în rezervorul principal de combustibil. Ca sursă de încălzire se folosește căldura conținută în gazele de evacuare, din motorul Diesel. Apa de răcire la ieșirea din circuitul motorului Diesel are o temperatură de 90—95 °C, care se află sub valoarea la care trebuie încălzită păcura și ca urmare nu corespunde cerințelor de încălzire.

2.1. Determinarea elementelor de încălzire

Elementele de încălzire se determină pentru cinci tipuri de locomotive uzuale de : 2 000, 1 250, 720, 360 și 180 CP.

Se consideră ca dată inițială, că păcura este alimentată pe locomotivă la temperatura de 70 °C, încălzirea înainte de separare în depou fiind la 90 °C și căderea de temperatură admisă la 20 °C (izolarea termică a conductelor și a rezervorului de alimentare la un coeficient de schimb de căldură cu exteriorul minim),

$$k \leqslant 1{,}5 \ldots 2 \text{ kcal/m}^2\text{h °C}.$$

Temperatura de încălzire a păcurii în dreptul pompelor de injecție este de 110 °C, la care gradul de vîscozitate a păcurii de calitate 10 °E/50 °C ajunge conform diagramei ASTM [2] la 1,8 ... 2 °E, corespunzătoare pentru ardere în condiții satisfăcătoare.

2.1.1. *Cantitatea de căldură necesară.* Se determină prin relația :

$$Q = Q_1 + Q_2 \text{ kcal}$$

în care :

Q_1 este cantitatea de căldură pentru încălzirea propriu-zisă, în kcal ;

Q_2 — pierderile în schimb cu exteriorul în rezervorul de pe locomotivă, în kcal.

Temperatura inițială a păcurii fiind la 70 °C, nu mai este necesară fluidizarea parafinei, care se găsește în stare lichidă (temp. de topire 54 °C).

Căldura pentru încălzirea propriu-zisă Q_1

$$Q_1 = G_p C_p (\vartheta_1 - \vartheta_2) = G_p \cdot 0{,}47\,(110-70) \text{ kcal}$$

Pierderile de căldură în rezervor prin schimb cu exteriorul Q_2.

Se consideră o temperatură de microclimă constantă de 15 °C.

$$Q_2 = kS_r (\vartheta_{per} - \vartheta_{ext}) \text{ kcal}$$

Rezolvarea relației depinde de valoarea coeficientului de transfer k. Se poate considera pentru determinarea lui k, cu suficientă aproximație, expresia [3]

$$k=\alpha=0{,}64\, C_\tau \sqrt[4]{p^2(\vartheta_{per}-\vartheta_{ext})}=$$

$$=0{,}64\cdot 3{,}40\cdot \sqrt[4]{1^2\cdot\left(\frac{110+15}{2}-15\right)}=\sim 5{,}7 \text{ kcal/m}^2\text{h°C}$$

Folosind o izolație termică de calitate superioară valoarea factorului C_τ scade mult și se ajunge la valori pentru k de 1,2 ... 1,5 kcal/m²h °C. Se menține astfel pe timp lung o stare termică adecvată în rezervor.

Cantitățile de căldură necesare pentru fiecare tip de locomotivă sînt arătate în tabelul 1.

Tabelul 1

Suprafețe de încălzire pe locomotivă

Tipul de locomotivă	2 000 CP	1 250 CP	720 CP	360 CP	120 ... 180 CP
Capacitate rezervor litri	5 000	1 500	1 100	800	500
Suprafața de răcire a rezervorului m²	20	8	6	4	3
Căldura pentru încălzire propriu-zisă kcal	81 000	24 300	17 820	12 960	8 100
Pierderi de căldură kcal	5 415	2 160	1 620	1 080	810
Căldură necesară totală kcal	86 415	26 460	19 440	14 040	8 910
Suprafață de încălzire necesară m²	8,2	3,2	2,6	1,8	0,8

2.1.2. *Suprafața de încălzire necesară.* Ca mediu de încălzire se folosesc gazele de evacuare din motorul Diesel. Pentru calculele termice se consideră valorile medii temperatura $\vartheta_g=400$ °C și viteza de curgere $v_g=50$ m/s, în care s-au înglobat și pierderile reodinamice.

Temperatura medie a păcurii în perioada de încălzire

$$\vartheta_{păc}=\frac{110+15}{2}=62{,}5°\text{C}$$

Temperatura medie a pereților serpentinei de încălzire

$$\vartheta_s=\frac{400+62{,}5}{2}=231{,}25°\text{C}$$

Suprafața de încălzire.

$$S_i = \frac{Q}{k\,(\vartheta_g - \vartheta_p)\cdot i}\ \mathrm{m}^2$$

i fiind durata de încălzire.

Pentru valoarea coeficientului de transfer k Schack A. [4] recomandă valori cuprinse între 48 . . . 60 kcal/m²h °C în funcție de diametrul țevilor de încălzire și de viteza de curgere a gazelor pe baza datelor lui Evans și Sarjant și a relației experimentale

$$\alpha = 3{,}8\,\frac{w^{0{,}75}}{d^{0{,}15}}\ \mathrm{kcal/m^2h^\circ C}$$

w_g fiind viteza de curgere a gazelor (m/s) și d diametrul țevilor de încălzire (m).

Suprafețele de încălzire necesare sînt trecute în tabelul 1.

Suprafețele de încălzire depind de durata de încălzire i. Considerînd un regim mediu de încălzire de $i=2$ ore, ele se reduc la jumătate față de cele rezultate din calcul.

La locomotivele cu transmisie electrică, în locul gazelor de ardere se recomandă folosirea ca mediu de încălzire a energiei electrice. Avantajele rezultă din faptul că încălzirea păcurii devine independentă de regimurile de serviciu ale motorului Diesel, putîndu-se efectua o reglare adecvată a intensității de încălzire.

La o locomotivă DE de 2 000 CP consumul de energie electrică pentru încălzirea păcurii este de $\sim 86\,415 : 860{,}9 = \sim 100$ KWh care poate fi luată de la generatorul principal al transmisiei electrice. Evident că în proporția respectivă se reduce puterea de tracțiune a locomotivei.

3. SISTEMUL DE FILTRARE PE LOCOMOTIVĂ

Păcura fiind preparată în depou pînă la un grad de finețe de 0,01 mm, sistemul de filtrare de pe locomotivă urmează să se racordeze la cel din depouri.

Sistemul de filtrare de pe locomotivă se formează în trei faze :

— prefiltrare la intrare în pompa de combustibil,
— filtrare grosieră în aval de pompa de combustibil,
— filtrare fină în amonte de pompele de injecție.

3.1. Suprafețele de filtrare

Se determină cu relația [5]

$$S_f = 0{,}01\,\frac{Q}{\alpha\cdot\Delta p}\cdot\nu\ \ \mathrm{cm^2}.$$

Debitul de păcură în filtru Q l/min se consideră pe baza consumului orar de combustibil în locomotiva Diesel. Pentru toate tipările de locomo-

tivă considerate se fixează un consum specific unitar de 200 g/CP h pe baza parametrilor $\eta_t = 0{,}25$ și $h_t = 9\,200$ kcal/kg.

— Vîscozitatea cinematică a păcurii $\nu_{1\,10} = \sim 12$ cSt

— Capacitatea de penetrare specifică α

prefiltru	0,08 l/cm²
filtru grosier	0,05 l/cm²
filtru fin	0,009 l/cm²

— Căderea de presiune în filtru Δp *max.*

prefiltru	0,7 kgf/cm²
filtru grosier	0,5 kgf/cm²
filtru fin	0,3 kgf/cm²

— Material al straturilor de filtrare :
prefiltru : fante de spalturi metalice
filtru grosier : material ceramic sau pîslă
filtru fin : cartușe din hîrtie impregnată și plisată.

Suprafețele de filtrare necesare conform consumului orar de combustibil pentru cele cinci tipuri de locomotivă considerate sînt trecute în tabelul 2.

Tabelul 2

Suprafețe de filtrare pe locomotivă

Tipul de locomotivă	2 000 CP	1 250 CP	720 CP	360 CP	120 ... 180 CP
Consum ora de combustibil kg/h	450	280	160	80	40
Suprafața de filtrare cm²					
prefiltru	134	84	48	24	12
filtru grosier	300	188	108	54	27
filtru fin	2 800	1 740	1 000	500	250

Pentru mărimea capacității de filtrare se pot utiliza baterii de filtre [5], [6], [7], [8].

În mod evident mărimea instalațiilor de preparare a combustibililor inferiori pe locomotivele Diesel este influențată și de spațiul disponibil.

BIBLIOGRAFIE

1. Zăgănescu I., Popescu C., Instalații de preparare în depouri a combustibililor inferiori indigeni pentru locomotive Diesel. Buletinul I.P.T. 1966.
2. Saas F., *Dieselmaschinen* II. Berlin Springer J. 1957.
3. „Hütte" Vol. II. Ed. 28., Berlin. Ernst. W. 1956.
4. Schack A., *Der industrielle Wärmeübergang*. 5 Auflage. Düsseldorf, Stahleisen, 1957.
5. Tarján F., Lajtai I., *Szerszámgépek hidraulikus vezérlései*. Budapest. Müszaki Kiadó, 1957.
6. Brun R., La filtration et les engins moteurs de transport terestre. Journal de la S.I.A. 1965, nr 1.
7. * * * Boiler Fuels in Medium Speed Engines. Oil Engine and Gas Turbine 1964, nr. 3.
8. Philippovich A., *Grundlagen der Verwendung von Erdöl*. Wien, Springer J, 1960.

ПРИГОТОВЛЕНИЕ ТОПЛИВ НИЗШЕГО СОРТА НА ТЕПЛОВОЗЕ

(РЕЗЮМЕ)

На основании технологического потока приготовления топлив низшего сорта на тепловозе, определяются главные конструктивные и рабочие данные установок.

DIE AUFBEREITUNG IN DIESELLOKOMOTIVEN DER MINDERWERTIGEN BRENNSTOFFEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Auf Grund eines festgesetzten Verfahrenstechnologieflusses der minderwertigen Brennstoffen in der Diesellokomotiven, erfolgt die Bestimmung der Bau — und Betriebs — Hauptdaten der Anlagen.

CUM SE EXPLICĂ VALABILITATEA LEGILOR LUI MAXWELL FAȚA DE UN SISTEM DE REFERINȚE FIX DE PE PĂMINT

Partea II-a

DE

PI. ANDRONESCU

III. COMPARAȚIE DINTRE $\mathcal{S}^*$ CU $\mathcal{S}'$ IN CARE $\mathcal{S}'$ E STABILIT IN PUNCTUL P' FIX DE PE PĂMINT INDEPENDENT DE $\mathcal{S}$ DECI PRIN METODA A DOUA

S-a relevat în introducere, că în general neputîndu-se stabili derivatele substanțiale din punctul fix de pe pămînt P^* în funcție de derivatele parțiale în raport cu timpul din punctul fix din spațiu P, se aplică direct pentru punctul fix de pe pămînt, legile lui Maxwell precum și ecuațiile diferențiale ale cîmpului electromagnetic, în aceleași forme, ca în punctul fix din spațiu.

Deoarece în exemplul luat nu există atît sarcini electrice voltmetrice, cît și turbioni electrici, ecuațiile diferențiale fundamentale pentru punctul fix de pe pămînt, obțin formele :

$$-\nabla^2 V' + \frac{\varepsilon_0\mu_0}{C^2}\,\frac{\partial^2 V'}{\partial t'^2} = 0$$

$$-\nabla^2 \mathcal{A}'_B + \frac{\varepsilon_0\mu_0}{C^2}\,\frac{\partial^2 \mathcal{A}'_B}{\partial t'^2} = 0 \qquad (27)$$

Pentru rezolvarea ecuațiilor diferențiale din (27) pentru punctul fix de pe pămînt, trebuie să se ia în considerare condițiile inițiale necesare la efectuarea integralelor ecuațiilor diferențiale în așa fel, încît rezultatele teoretice din cercetarea cîmpului să se găsească în perfectă concordanță cu rezultatele experimnetale.

Ca urmare la rezolvarea ecuațiilor diferențiale din (27) se consideră ca fixate condițiile inițiale în formele :

$$\mathcal{A}'_B = 0\ \frac{\partial^2 V'}{\partial t'^2} = 0 \qquad (28)$$

ținîndu-se seama de faptul că experimental pe pămînt se constată un cîmp electrostatic.

Ca urmare din (27) în exemplul luat a rămas numai :

$$-\nabla^2 V' = 0 \tag{29}$$

cu :

$$-\nabla V' = \mathcal{E}' = \frac{Q}{\varepsilon_0 \underline{r'^3}} r' \tag{30}$$

din punctul P' care nu se mai confundă cu P deoarece $\mathcal{E}'$ nu mai e obținut cu ajutorul derivatelor substanțiale ca $\mathcal{E}^*$ din $\mathcal{E}$ și $\mathcal{B}$.*

Din acest exemplu se vede, că soluțiile ecuațiilor diferențiale din punctul fix din spațiu *P*, diferă mult față de soluțiile acelorași ecuații diferențiale din *P'*, deoarece condițiile inițiale pentru rezolvarea acelor ecuații diferențiale, diferă mult între ele.

Din cele ce urmează se va vedea, că poziția punctului *P'* este perfect cunoscută față de poziția punctului *P*.

Condițiile inițiale în P' sînt stabilite avîndu-se în vedere rezultatele experimentale.

Introducîndu-se în punctul *P'*, în stare de repaus față de sarcina electrică *Q*, o sarcină electrică de probă punctiformă Q_1, se constată că asupra ei acționează o forță $\mathcal{F}'$ în forma :

$$\mathcal{F}' = Q_1 \mathcal{E}' \tag{31}$$

în care $\mathcal{E}'$ este exprimat cu ajutorul ecuației diferențiale (29) în forma (30).

Deoarece în exemplul luat se constată că *realmente* în punctul *P** care se găsește atît în stare de repaus față de pămînt, cît și în stare de repaus față de sarcina electrică *Q*, există $\mathcal{E}^*$, rezultă, că în sistemul de referințe *S'* care e inerțial din punct de vedere mecanic, nu poate acționa de cît o singură forță, care se exercită asupra sarcinei electrice de probă Q_1 și anume în forma :

$$\mathcal{F}^* = Q_1 \mathcal{E}^* \tag{32}$$

Ca urmare, din egalarea forțelor din (31) și (32) trebuie să se verifice valabilitatea egalității :

$$\mathcal{E}^* = \mathcal{E}' \tag{33}$$

care relație verifică și valabilitatea folosirii ecuațiilor diferențiale (27) în punctul fix de pe pămînt *P'*.

In acest scop, exprimăm pe $\mathcal{E}^*$ din (24) și $\mathcal{E}'$ din (30) în formele :

$$\mathcal{E}^* = \frac{Q}{\varepsilon_0 \frac{l^2}{1-\beta^2}} \left(\frac{l'}{l}\right) \mathcal{E}' = \frac{Q}{\varepsilon_0 \underline{r'^2}} \left(\frac{r'}{\underline{r'}}\right) = \frac{Q}{\varepsilon_0 \underline{r'^2}} \bar{r}' \tag{34}$$

Se constată ușor că pentru :

$$\frac{l^2}{1-\beta^2} = \underline{r'^2} \tag{35}$$

rezultă din (6)

$$\bar{r}' = \frac{\underline{r}'}{\underline{r}'} = \frac{\underline{r}'\sqrt{1-\beta^2}}{\underline{l}} = \frac{\underline{l}}{\underline{l}} = \bar{l} \tag{36}$$

Ca urmare, în cazul cînd se introduce relația (35) se obține vectorul unitar $\bar{r}'$ în forma (36) și ca urmare $\mathcal{E}'$ din (34), devine:

$$\mathcal{E}' = \frac{Q}{\varepsilon_0 \underline{r}'^2}\left(\frac{\underline{l}}{\underline{l}}\right) = \frac{Q}{\varepsilon_0 \underline{r}'^2}\bar{l} \tag{34'}$$

Din comparația lui $\mathcal{E}^*$ din (34) cu $\mathcal{E}'$ din (34') rezultă că egalitatea (33) e satisfăcută numai atunci cînd avem:

$$t' \cong t \tag{37}$$

și ca urmare se consideră valabilă relația (35) și egalitatea vectorilor unitari $\bar{l} = \bar{r}'$.

Relația (37) exprimă acel *criteriu* anunțat în introducere, a cărei valabilitate pentru punctul fix de pe pămînt P', lămurește de ce există o perfectă concordanță între rezultatele teoretice ale cercetării cîmpului electromagnetic $Q\,\mathcal{E}'$ cu rezultatele experimentale din punctul P' evidențiate în exemplul luat, prin forța $\mathcal{F}^*$ din (32).

Pe de altă parte din (6) și (35) se stabilește:

$$\frac{l^2}{1-\beta^2} = \frac{-X^2}{1-\beta^2} + Y^2 + Z^2 = x'^2 + y'^2 + z'^2 \tag{38}$$

astfel că:

$$\frac{X}{\sqrt{1-\beta^2}} = \frac{X - V_P t}{\sqrt{1-\beta^2}} = x' \qquad y = Y = y' \qquad z = Z = z' \tag{39}$$

Relațiile din (39) *exprimă o parte din relațiile de transformare ale lui Lorentz.*

In ce privește stabilirea relației de legătură dintre t' și t care apare la completarea relațiilor lui Lorentz, ea se deduce din ecuațiile diferențiale fundamentale din (27) care au fost folosite în punctul P' fix de pe pămînt.

Din (35) și (5) se obține:

$$V_{u0}t' = r' = \frac{l}{\sqrt{1-\beta^2}} = \frac{1}{\sqrt{1-\beta^2}}\left(\underline{r} - \frac{V_P x}{V_{u0}}\right) \tag{40}$$

în care:

$$\underline{r}V_x = V_P x = (r v_P)$$

$$\underline{r} = V_{u0} t$$

astfel că:

$$t = \frac{1}{\sqrt{1-\beta^2}}\left(t - \frac{V_P x}{V_{u0}^2}\right) \tag{41}$$

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

Relațiile (39) și (41) reprezintă relațiile de transformare ale lui Lorentz.

Este prima dată, cînd se evidențiază clar, un rost precis al realțiilor de transformare ale lui Lorentz.

Din momentul în care s-a relevat, că în general nu e posibil să se stabilească derivatele substanțiale în punctul fix de pe pămînt P^* în funcție de derivatele parțiale în raport cu timpul din punctul fix din spațiu P, care la timpul t este suprapus peste P^* (metoda I-a), atunci pentru a se determina cîmpul electromagnetic în punctul fix de pe pămînt, s-au folosit ecuațiile diferențiale ale cîmpului electromagnetic aplicate direct în punctul fix de pe pămînt (metoda II-a).

Datorită acestui fapt, vedem acum că au apărut deodată condițiile (33) și (37) din cari s-au dedus *relațiile de transformare ale lui Lorentz din* (39) *și* (41) *tocmai pentru a se fixa clar poziția punctului fix de pe pămînt* P' *care de data aceasta numai e suprapus peste punctul fix din spațiu* P.

Deobicei, în cercetarea cîmpului electromagnetic în punctul fix de pe pămînt P', nu se cere a se cunoaște și poziția punctului fix din spațiu P.

IV. DISCUȚIA CRITERIULUI $t' \cong t$

Criteriul exprimat în (37) ne arată că din (7) și (26) trebuie să avem :

$$1-\beta^2 \cong \sqrt{1-\beta^2} \qquad (42)$$

Deja cu rigla de calcul se constată că pentru $1-\beta^2=0{,}98$ adică $\beta^2=0{,}02$ rezultă : $\sqrt{1-\beta^2}=0{,}99$ practic egal cu $1-\beta^2$;
cum însă avem :

$$\beta=\frac{V_P}{V_{u0}}=\frac{30\ \text{km/sec}}{300\,000\ \text{km/sec}}=10^{-4} \quad \text{deci :} \quad \beta^2=10^{-8}$$

rezultă că β^2 *față de unitate este complet neglijabil.*

În felul acesta se explică că criteriul exprimat prin (37) este perfect valabil pentru punctul fix de pe pămînt P' și în consecință există o perfectă concordanță între rezultatele teoretice cu cele experimentale, prin aplicarea directă a ecuațiilor diferențiale ale cîmpului electromagnetic în punctul fix de pe pămînt P' (metoda II-a).

Ce s-ar fi întîmplat dacă pămîntul ar fi avut o astfel de viteză v_P, în mișcarea lui în jurul soarelui încît β^2 nu ar mai fi putut fi neglijabil față de unitate ?

Admițînd totuși că s-ar fi folosit relația (35) care stă la baza stabilirii relațiilor de transformare ale lui Lorentz, se constată din comparația lui $\mathcal{E}^*$ din (34) cu $\mathcal{E}'$ din (34′) că nu se mai poate egala $\mathcal{E}^*$ cu $\mathcal{E}'$ deoarece t' nu mai poate fi făcut egal cu t.

Așadar, în zadar folosim ecuațiile diferențiale ale cîmpului electromagnetic în P', fix de pe pămînt, din moment ce experimental forța $Q\,\mathcal{E}'$ (rezultat teoretic) nu mai poate fi egalată cu forța existentă $\mathcal{F}^*$ din P^*.

Din cele de mai sus, rezultă cum nevalabilitatea criteriului în punctul fix de pe pămînt din (37) *condiționează neaplicarea relațiilor de transformare ale lui Lorentz, în cercetarea cîmpului electromagnetic, deoarece în-*

cetează aplicarea ecuațiilor diferențiale ale cîmpului electromagnetic de-a mai fi direct folosite în punctul fix de pe pămînt.

Dat fiind că folosim relațiile lui Lorentz, în strînsă legătură cu valabilitatea criteriului (37) în punctul fix de pe pămînt, pentru stabilirea poziției punctului P' în funcție de poziția punctului fix din spațiu P, e necesar să ne reamintim pe scurt cum au fost stabilite în literatura de specialitate aceste relații.

S-au introdus cu totul formal relațiile:

$$x'=K_1(x-vt) \qquad x=K_2(x'+vt') \tag{43}$$

și s-a întrebat ce valori pot obține factorii: K_1 K_2 atunci cînd se ia în considerare propagarea stării electromagnetice raportată la ambele sisteme de referințe S și S' exprimate prin:

$$\underline{r}^2=V_{u0}^2 t^2=x^2+y^2+z^2 \tag{44}$$

$$\underline{r}'^2=V_{u0}^2 t'^2=x'^2+y'^2+z'^2$$

cu

$$y=y' \qquad z=z'$$

Din (44) s-au obținut:

$$x'^2-V_{u0}^2 t'^2=x^2-V_{u0}^2 t^2 \tag{45}$$

Introducîndu-se în (45) atît x' cît și t' în funcție de x și t obținute din (43) se constată că (45) s-a transformat într-o identitate, de unde s-a dedus:

$$K_1=K_2=\frac{1}{\sqrt{1-\beta^2}} \tag{46}$$

astfel că:

$$t'=\frac{1}{\sqrt{1-\beta^2}}\left(t-\frac{xv}{V_{u0}^2}\right) \tag{47}$$

Din relația (46) nu se desprinde însă vre-o confirmare a valabilității relațiilor de transformare ale lui Lorentz astfel obținute, în cîmpul electromagnetic.

Din lucrare reese însă, că pentru prima dată relațiile de transformare ale lui Lorentz, au fost stabilite, dintr-un exemplu concret de cercetare al unui cîmp electromagnetic și era firesc că de data aceasta trebuia să se evidențieze și adevăratul rost al acestor relații, în sensul că era necesar să se precizeze, poziția punctului P' fix de pe pămînt, în funcție de poziția punctului P fix din spațiu, atunci cînd aceste două puncte nu mai puteau să apară suprapuse la timpul t, deoarece nu s-au folosit derivatele substanțiale în punctul fix de pe pămînt (metoda I-a).

Nu este exclus, că la obținerea lui $\mathfrak{E}'$ în punctul P' ca un cîmp electrostatic, pe cînd $\mathfrak{E}$ și $\mathfrak{B}$ în punctul fix din spațiu P formează un cîmp electromagnetic, contribuie la un astfel de rezultat *și modul de reprezentare al ecuațiilor diferențiale ale cîmpului electromagnetic* cari fiind destul de flexi-

bile, au putut fi folosite ușor la reprezentarea cîmpurilor : electrostatic, electrocinetic, magnetostatic și electromagnetic.

În concluzie, apariția relațiilor de transformare ale lui Lorentz, pentru stabilirea poziției punctului fix de pe pămînt P' în funcție de poziția punctului P fix din spațiu, pot fi privite și ca o consecință a modelului de reprezentare a ecuațiilor diferențiale ale cîmpului electromagnetic. În acest sens ne gîndim la demonstrația care ne arată, că cu ajutorul relațiilor de transformare ale lui Lorentz, se obțin ecuațiile diferențiale în aceleași forme, atît față de punctul fix din spațiu, cît și față de punctul fix de pe pămînt.

V. EXPERIENȚELE LUI MICHELSON MORLEY

Datorită faptului, că experimentul Michelson-Morley verifică în primul rînd valabilitatea criteriului (37) pentru punctul fix de pe pămînt, și după aceea și relațiile de transformare ale lui Lorentz, redăm mai jos, pe scurt, acest experiment.

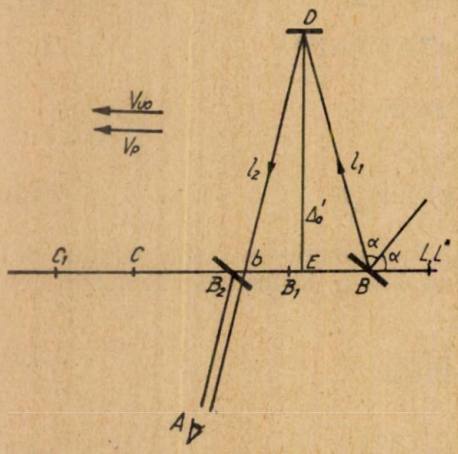


Fig. 2. Experiența lui Michelson-Morley.

În fig. 2 se reprezintă dispozitivul folosit la experiment. În momentul în care cele două sisteme de referințe cu originile lor L, L' sînt suprapuse la $t=0$, sursa de lumină punctiformă situată în originea mobilă L', începe să emită raze de lumină.

Propagarea razelor de lumină, are loc cu viteza V_{u0} în același sens în care întregul dispozitiv se deplasează cu viteza pămîntului V_P.

În B se găsește o placă semitransparentă.

În C și D se găsesc cîte o oglindă, care reflectă razele de lumină.

Se dă : $\overline{BC}=\overline{DE}=\Delta_0'$ în sistemul L'.

O parte din razele de lumină se reflectă în B către oglinda din D iar cealaltă parte din raze trec prin placa semitransparentă către oglinda din C.

Placa semitransparentă B posedă o astfel de înclinare (2α) față de axă, încît în momentul în care raza reflectată în B ajunge în D, placa semitransparentă cu viteza V_P a parcurs distanța $\overline{BE}$.

Se obține :

$$\overline{BD}=l_1=V_{u0}\,\Delta t$$

$$\overline{BE}=V_P\,\Delta t.$$

de unde se deduce :

$$(V_{u0}\,\Delta t)^2=\Delta_0'^2+(V_P\,\Delta t)^2$$

astfel că :

$$\Delta t = \frac{\Delta_0'}{V_{u0}\sqrt{1-\left(\frac{V_P}{V_{u0}}\right)^2}} = \frac{\Delta_0'}{V_{u0}\sqrt{1-\beta^2}}.$$

În intervalul de timp $2\Delta t$ raza de lumină a parcurs distanța $\overline{BD}$ și $\overline{Db}$ Se obține :

$$2\Delta t = \frac{2\Delta_0'}{V_{u0}\sqrt{1-\beta^2}}. \tag{48}$$

Raza de lumină care trece prin B către C, întîlnește oglinda în C_1 după intervalul de timp Δt_1.

În același interval de timp Δt_1, placa semitransparentă parcurge distanța $\overline{BB_1}$.

Se formează :

$$\overline{BC_1} = V_{u0}\,\Delta t_1 = \overline{BC} + \overline{CC_1} = \Delta_0' + V_P\,\Delta t_1$$

în care :

$$\overline{BB_1} = \overline{CC_1} = V_P \Delta t_1 \qquad \overline{B_1C_1} = \Delta_0'$$

Se obține :

$$\Delta t_1 = \frac{\Delta_0'}{V_{u0} - V_P}.$$

În C_1 raza de lumină se reflectă din nou și întîlnește placa semitransparentă în B_2.

Se formează :

$$\overline{C_1B_2} = V_{u0}\Delta t_2 = \overline{C_1B_1} - \overline{B_1B_2} = \Delta_0' - \overline{B_1B_2}$$

$$\overline{B_1B_2} = V_P\Delta t_2$$

de unde se deduce :

$$\Delta t_2 = \frac{\Delta_0'}{V_{u0} + V_P}.$$

Timpul în care raza de lumină parcurge distanțele $\overline{BC_1}$ și $\overline{C_1B_2}$ este : $\Delta t_1 + \Delta t_2$

În care :

$$\Delta t_1 + \Delta t_2 = \frac{2\Delta_0'}{V_{u0}\left(1-\left(\frac{V_P}{V_{u0}}\right)^2\right)} = \frac{2\Delta_0'}{V_{u0}(1-\beta^2)}. \tag{49}$$

Deoarece în ocularul A nu se distinge nici-o deviație a celor două raze de lumină, înseamnă că intervalele de timp din (48), (49) sînt egale, astfel că se verifică experimental valabilitatea criteriului în forma :

$$1-\beta^2 \cong \sqrt{1-\beta^2}.$$

Ceea ce confirmă că β^2 *este neglijabil față de unitate.*

Pe de altă parte, dat fiind că raza de lumină care întîlnește oglinda din C parcurge distanța $\overline{BC}$ care trebuie măsurată în sistemul de referințe L, rezultă că se aplică „*contracția lui Lorentz*" astfel că :

$$\Delta_0 = \sqrt{1-\beta^2}\,\Delta_0'.$$

Ca urmare, timpul folosit de raza de lumină raportat la sistemul de referințe L devine în sistemul L :

$$(\Delta t_1 + \Delta t_2)_L = \frac{2\Delta_0'\sqrt{1-\beta^2}}{V_{u0}(1-\beta^2)} = \frac{2\Delta_0'}{V_{u0}\sqrt{1-\beta^2}}. \tag{50}$$

În felul acesta s-a arătat că prin experiment în sistemul de referințe L, se obține :

$$(\Delta t_1 + \Delta t_2)_L = 2\Delta t \tag{51}$$

ceea ce verifică relațiile de transformare ale lui Lorentz.

În realitate, nu existența relației (51) este aceea care explică, de ce la ocular în A nu apare o deviație a razelor de lumină, ci faptul *că* β^2 *e realmente neglijabil față de unitate.*

Dacă metoda de constatare ar fi fost în așa fel făcută, încît să se fi măsurat β^2 în loc de $(1-\beta^2)$ atunci era firesc să se fi obținut prin măsurare β^2 ; dar în cazul dispozitivului din fig. 2, se măsoară $(1-\beta^2)$ astfel că este posibil să nu se remarce β^2 deoarece într-adevăr e complet neglijabil față de 1.

VI. POSTULATUL LUI EINSTEIN

Ne referim la cei doi observatori plasați în originile O, O' ale sistemelor de referințe S, S' din fig. 1, cari urmăresc razele de lumină emisă de către o sursă de lumină punctiformă, situată în originea O', în momentul cînd cele două sisteme de referințe sînt suprapuse cu O' în O la timpul $t=0$.

Fiecare din cei doi observatori, constată aceeași intensitate de lumină, pe cîte o sferă cu centrele în O respectiv O' cu razele $\underline{r}$ respectiv $\underline{r'}$ la timpul t respectiv t'.

Avem :

$$\underline{r} = \overrightarrow{OP} = V_{u0}t$$

$$\underline{r'} = \overrightarrow{O'P'} = V_{u0}t' \tag{52}$$

Din cele prezentate în lucrarea de față, s-a văzut că sînt cazuri cînd se poate stabili cîmpul electromagnetic în punctul fix de pe pămînt, în funcție de cîmpul electromagnetic din punctul fix din spațiu, folosind metoda I-a, cînd se pot stabili derivatele substanțiale ale mărimilor electrice și magnetice în punctul fix de pe pămînt în funcție de derivatele parțiale în raport cu timpul în punctul fix din spațiu.

În acest caz punctul fix de pe pămînt P^* se găsește suprapus peste punctul fix din spațiu P la timpul t.

În general însă nu se poate aplica o astfel de metodă.

S-a văzut că în general se obține cîmpul electromagnetic din punctul fix de pe pămînt, aplicîndu-se metoda a II-a, adică folosindu-se ecuațiile diferențiale fundamentale ale cîmpului electromagnetic pentru acest punct, în aceleași forme ca pentru punctul fix din spațiu, bineînțeles cu astfel de condiții inițiale, pentru a se obține soluțiile lor în așa fel, încît să se realizeze o perfectă concordanță dintre rezultatele teoretice cu cele experimentale pentru punctul fix de pe pămînt.

De data aceasta însă, punctul fix de pe pămînt nu mai e P^* suprapus peste punctul fix din spațiu P, la timpul t, ci apare ca punct fix de pe pămînt P', care devine cunoscut în funcție de punctul din spațiu P cu ajutorul relațiilor de transformare ale lui Lorentz.

Postulatul lui Einstein se referă la metoda a doua, de aplicare a ecuațiilor diferențiale ale cîmpului electromagnetic în punctul fix de pe pămînt P' stabilit cu ajutorul relațiilor de transformare ale lui Lorentz, datorită valabilității criteriului (37) pentru punctul fix de pe pămînt.

Prin valabilitatea criteriului (37) *în punctul fix de pe pămînt* P', *se explică propriu-zis ceea ce formează postulatul lui Einstein.*

Prin relațiile (52) se evidențiază punctul P' fix de pe pămînt în funcție de punctul P fix din spațiu, stabilite cu ajutorul relațiilor de transformare ale lui Lorentz.

Soluțiile ecuațiilor diferențiale în cele două puncte P și P' diferă între ele, în măsura în care cele două cîmpuri electromagnetice diferă între ele în aceste două puncte.

Dacă realmente observatorul din O, ar fi fost în măsură să urmărească cîmpul electromagnetic atît în punctul fix din spațiu P cît și în punctul fix de pe pămînt P^*, care puncte la timpul t se suprapun, cu ajutorul derivatelor substanțiale ale mărimilor electrice și magnetice, atunci nu ar mai fi fost necesar să se aplice ecuațiile diferențiale fundamentale ale cîmpului electromagnetic în punctul P' fix de pe pămînt, folosindu-se de relațiile lui Lorentz pentru stabilirea legăturilor dintre P și P'.

Într-un astfel de caz postulatul lui Einstein nu ar mai fi avut vreun rost.

КАК ОБЪЯСНЯЕТСЯ ПРАВИЛЬНОСТЬ ЗАКОНОВ МАКСВЕЛЯ ПО ОТНОШЕНИЮ К НЕПОДВИЖНОЙ НАЗЕМНОЙ СИСТЕМЕ ОТСЧЕТА

(Часть II-а)

(РЕЗЮМЕ)

В этом случае неподвижная точка не является P^*, а точка P', установленная по отношению к P при помощи соотношений преображения Лоренца.

Из конкретного примера исследования электромагнитного поля, применяя оба метода, была установлена действительность *некоторого критерия* для неподвижных наземных точек P^* и P' откуда видно почему теоретические результаты совпадают с опытным, для неподвижной наземной точки P' из применения второго метода.

Таким образом оправдывается действительность применения максвелевых законов в неподвижной точке P'.

DIE GÜLTIGKEIT DER MAXWELLSCHEN GESETZE GEGENÜBER EINEM AN DIE ERDOBERFLÄCHE GEBUNDENEN BEZUGSSYSTEM

(ZWEITER TEIL)

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Verbindung zwischen dem auf der Erde festliegendem Punkte P mit dem im Raume feststehenden Punkt P wird mit den Lorentztransformationsgleichungen festgestellt.

Aus der Untersuchung eines bestimmten Falles des elektromagnetischen Feldes mittels der beiden Methoden, ist eine *Bedingungsgleichung* für die elektromagnetischen Grössen in beiden Punkten P^* und P' aufgetreten, die die Übereinstimmung der theoretischen Ergebnisse mit den experimentellen erklärt.

Durch die obige Bedingungsgleichung lässt sich die Anwendung der Maxwellschen Gleichungen in einem auf der Erde festliegenden Punkt P' gerechtfertigen.

UNELE ASPECTE ALE MICROPROGRAMARII *

DE

V. BALTAC

1. DEFINIȚIA MICROPROGRAMARII

Existența contradicției între costul și universalitatea unui calculator a condus la apariția unei mari diversități de soluții constructive. Un calculator mare cere nu numai echipament suplimentar ci și un dispozitiv de comandă mai complicat și mai scump. Calculatoarele mici au dezavantajul gamei reduse de posibilități.

Microprogramarea a fost una din soluțiile oferite pentru rezolvarea parțială a acestei contradicții. În cele ce urmează vom înțelege prin microprogramare

> o tehnică de proiectare a dispozitivelor de comandă ale unui calculator numeric, în care executarea diverselor operații este descompusă în operații elementare executate sub acțiunea unui singur impuls al generatorului de sincronizare.
> Lanțul de microoperații îl vom numi microprogram.

Mai facem distincția între microoperații ca atare și microinstrucții care pot consta din mai multe microoperații executate simultan (sub acțiunea aceluiași impuls de sincronizare). Microprogramul nu este accesibil programatorului, care în general nu are nevoie să cunoască structura dispozitivului. Precizarea este făcută deoarece literatura consemnează și alte sensuri ale termenului [1]. I se poate acorda programatorului posibilitatea de a modifica microprogramele pentru a creia noi instrucții ceea ce este o idee extrem de atractivă dar primejdioasă prin complicațiile ce le poate aduce.

Microprogramarea a fost sugerată inițial de WILKES [2] și ulterior dezvoltată în alte lucrări [3—6]. Schemele apărute sînt în bună măsură legate de tipul circuitelor folosite. Schema propusă în prezenta lucrare are în vedere circuitele cu diode sau elemente logice integrate.

---

* Prezentată la Colocviul „Tehnici de calcul și calculatoare" Academia R.S.R., București, 22—26 septembrie 1967.

2. SCHEME CLASICE

Ideea fundamentală a microprogramării este aplicarea la nivelul executării instrucției a tuturor conceptelor ce stau la baza însuși programării calculatoarelor numerice. Dispozitivul de comandă al microinstrucțiilor are memorie unde la diverse „adrese" sînt memorate, în general cu caracter permanent microinstrucțiile. Odată cu citirea unei microinstrucții se citește și adresa celei următoare din lanțul care formează microprograme.

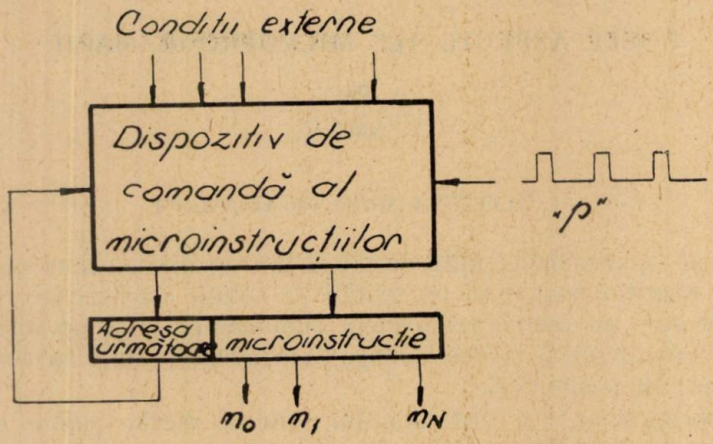


Fig. 1.

Schema din fig. 1 este cea mai generală formă de prezentare.

Realizările practice de dispozitive de comandă microprogramate au prezentat particularități importante. Acestea s-ar rezuma la cele ce urmează.

Condițiile externe sînt stările unor bistabili din interiorul calculatorului. Printre condiții externe se poate include și conținutul funcțiunii sau părții de cod din registrul de instrucții care este folosit ca adresă inițială la începutul ciclului de execuție al instrucției.

Adresa următoare este de obicei condiționată de starea unui singur bistabil.

La o adresă oarecare se memorează o singură microinstrucție cu alte cuvinte microoperațiile nu sînt condiționate.

Microprogramele pot fi aranjate sub formă de rutine completîndu-se schema cu un registru de readresare. [7].

Adresa următoare poate consta din mai multe valori diferite ceea ce simplifică punerea condițiilor externe. Restricțiile prezentate mărește considerabil numărul de pași al unui microprogram deci și durata lui la o anumită frecvență de tact.

Sub o formă foarte apropiată de schema din fig. 1 și respectînd restricțiile prezentate mai sus, un dispozitiv microprogramat care să folosească o memorie fixă de tipul celei prezentate în lucrarea [8] ar putea fi ușor imaginată. Avantajul unei astfel de memorii fixe constă în marea viteză de execuție a microprogramelor. Numărul de pași rămîne însă ridicat.

Adresa microinstrucției poate fi conținută într-un registru numărător (fig. 2) în care microinstrucția în sine se obține printr-un dispozitiv de codificare [4]. Al doilea registru R_2 a fost introdus pentru a se asigura funcționarea corectă în modul de impuls [9], adică să se creieze întîrzierea necesară prin logică. În fig. 3 este prezentată o diagramă de stări ce cores-

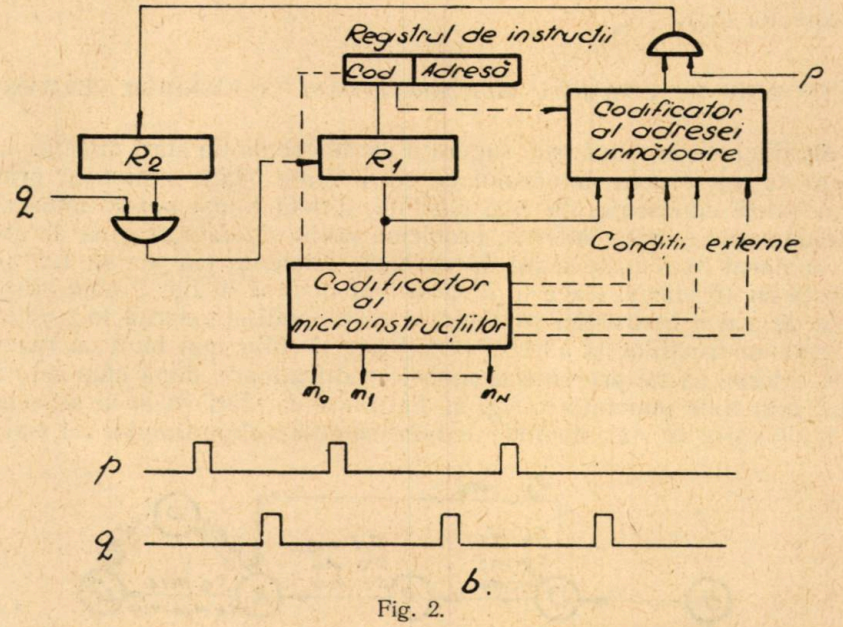


Fig. 2.

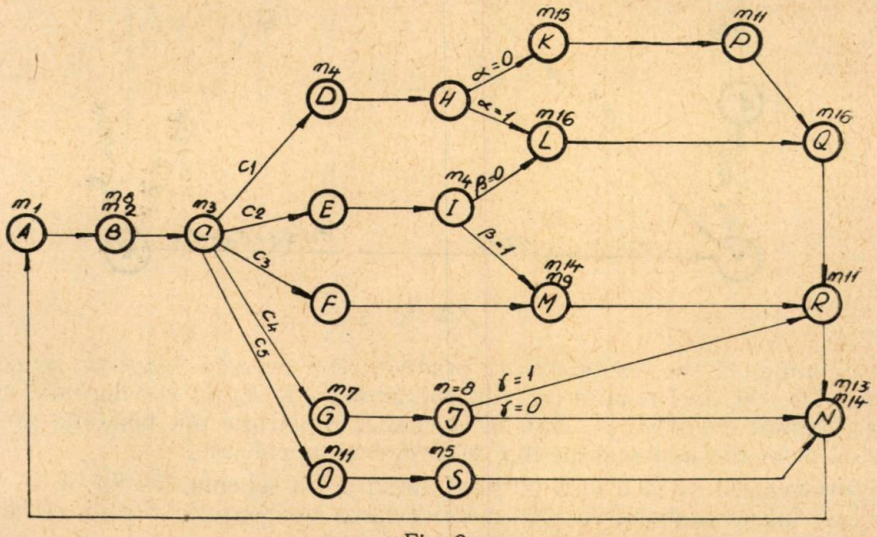


Fig. 3.

punde unui dispozitiv de comandă construit în concordanță cu schemele cunoscute de microprogramare. Fiecărei stări interne, notate prin literele mari $A, B, \ldots Z$, îi corespunde o microinstrucție și poate consta din una sau mai multe microoperații. Stările interne corespund unor stări ale numărătoarelor R_1 și R_2. Desemnarea lor se poate face astfel încît să rezulte o simplicitate constructivă sau siguranță în funcționarea maximă (cod Gray, aod autocorector etc).

3. DISPOZITIV DE COMANDĂ MICROPROGRAMAT CU CONDIȚII PERMANENTE

Modificarea propusă este sugerată de diagrama de stări din fig. 3. Este evident că micșorarea numărului de stări totale odată minimizat prin una din metodele cunoscute, nu este posibilă. Există totuși posibilitatea oferită de desemnarea stărilor interne, problemă puțin studiată și greu de abordat prin numărul extrem de mare de variante existente (în jur de 10^{12} pentru o tabelă cu 16 stări). Dacă în dispozitivul ilustrat în fig. 2 vom admite ca partea de cod a instrucției să figureze ca o condiție externă la codificatoarele microinstrucțiilor și adresei următoare și chiar mai mult ca toate condițiile externe să fie prezente la ambele codificatoare, după cum este reprezentat prin linie punctată în fig. 2, diagrama de stări va avea aspectul din fig. 4. Numărul de stări depinde de mărimea microprogramului cel mai lung.

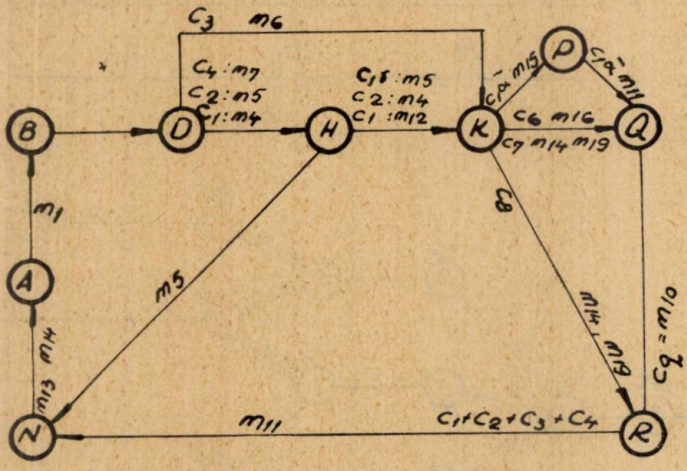


Fig. 4.

Presupunînd că nu există cazuri practice cînd această lungime să depășească 50—60 stări rezultă că numărătoarele R_1 și R_2 nu vor depăși 6 categorii. Primul avantaj este deci că ele pot fi construite din bistabile proiectate cu elemente mai scumpe dar de performanțe ridicate.

Proiectarea se face însă pornind direct de la schema din fig. 4, în care caz este foarte probabil ca prin condiționarea microoperațiilor să se obțină o simplificare în continuare a diagramei de stări.

Pe ansamblu, cu toată complicarea codificatorului microinstrucțiilor, se obține o economie de echipament electronic, deoarece se simplifică în măsură mai mare codificatorul adresei microinstrucției următoare. Diagrama de la care se pornește la proiectarea acestei părți din dispozitiv (fig. 5) trebuie concepută avînd în vedere că uzual în calculator dispunem atît de

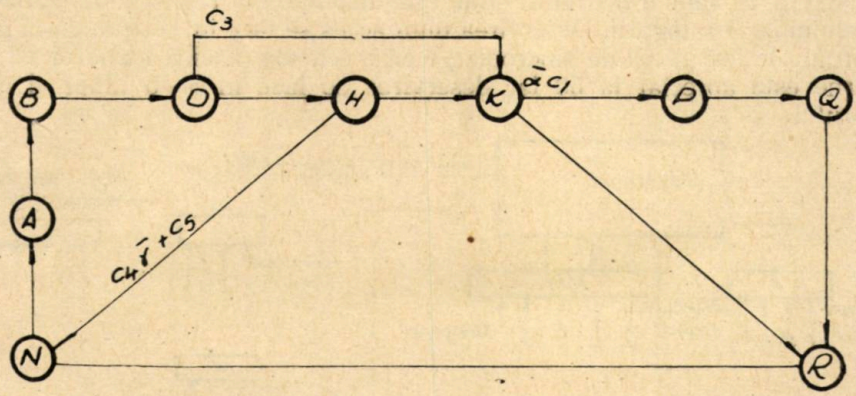


Fig. 5.

o funcție logică oarecare, cît și de inversa ei. Pentru dispozitive de comandă ale unor calculatoare cu 64—100 instrucții, economia de echipament electronic este considerabilă. Partea de cod a instrucției poate fi păstrată într-un registru care poate fi considerat static, starea lui schimbîndu-se numai odată cu ciclul. Bistabilii acestui registru vor putea fi deci proiectați cu scheme mai puțin pretențioase.

Un alt avantaj al modificărilor propuse este acela că diagramele din fig. 4 și 5 fiind compacte și cu un număr redus de stări ele pot conduce la simplificări ale circuitelor logice care în caz contrar sînt obținute prin transformări dificile ale unor ecuații booleene complicate.

Există cazuri cînd schema clasică de microprogramare conduce la o complicare excesivă a dispozitivului de comandă. Un astfel de caz este acela al unei memorii la care accesul se face independent de la 4 canale diferite (fig. 6). Comanda funcționează pe bază prioritară, canalul zero avînd prioritate maximă. Orice cerere de acces este deservită dacă :

1) nu există un ciclu în curs de desfășurare

2) nu există o cerere de acces de prioritate inferioară.

Bistabilul S indică sensul informației (scriere sau citire) iar M este folosit pentru a bloca accesul la memorie în timpul unei operații în curs. Ciclul de memorie este inițiat de semnal dat de dispozitivul de comandă al memoriei (DCM). Impulsurile p ale DCM vor fi inhibate pînă cînd operația de citire va fi terminată. Nivelul static B este pus pe „1" în timpul ciclului, cu excepția intervalului de după penultimul impuls p. Registrul N este prevăzut pentru a indica adresa canalului căruia i s-a acceptat cererea de acces. Fig. 7 prezintă o diagramă de desfășurare în timp a unor cereri de acces

cu scriere și citire reînscriere de la canalul 4. Diagramele stărilor sînt prezentate comparativ în fig. 8 pentru cele două soluții de proiectare a DMC.

Avantajele celei de a doua soluții sînt evidente. Similar a fost proiectat un dispozitiv de comandă pentru un dispozitiv de comandă al echipamentului periferic. Diagrama de stări are 5 stări interne putînd fi realizat cu 3 bistabili ai numărătoarelor. Mai este necesar un registru de adresă al canalului cu 3 categorii. Deservirea unui acces se face în 1—5 timpi ai generatorului de impulsuri de sincronizare cu o schemă clasică numărul de stări interne este apreciat la 50 iar deservirea se face în 3—6 timpi ai generatorului.

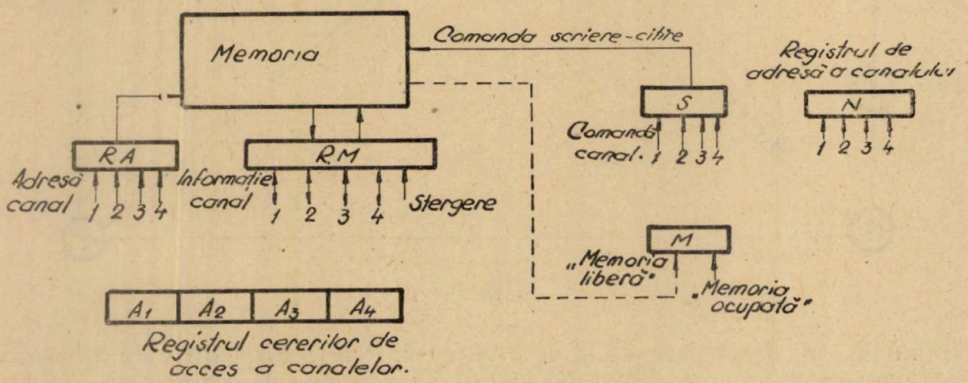


Fig. 6.

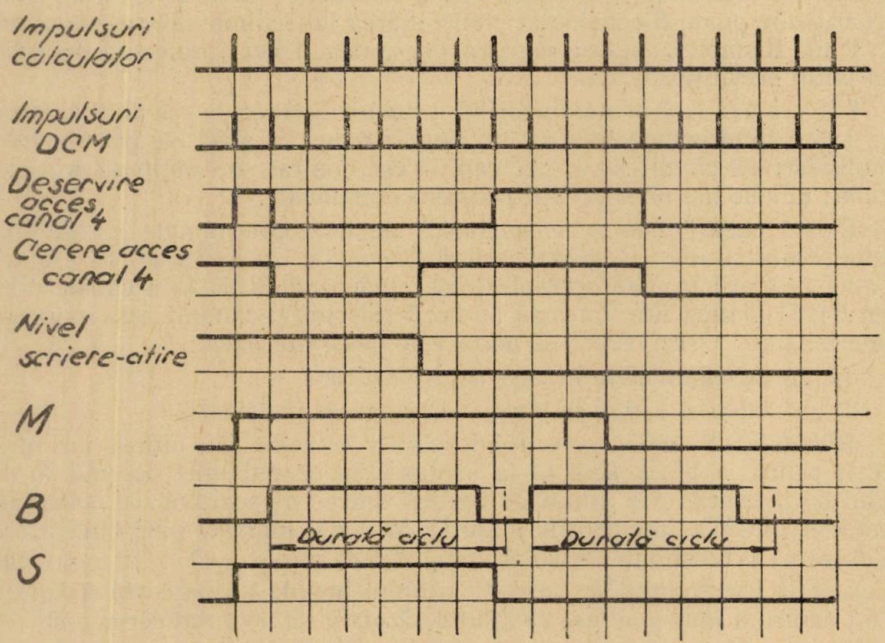


Fig. 7.

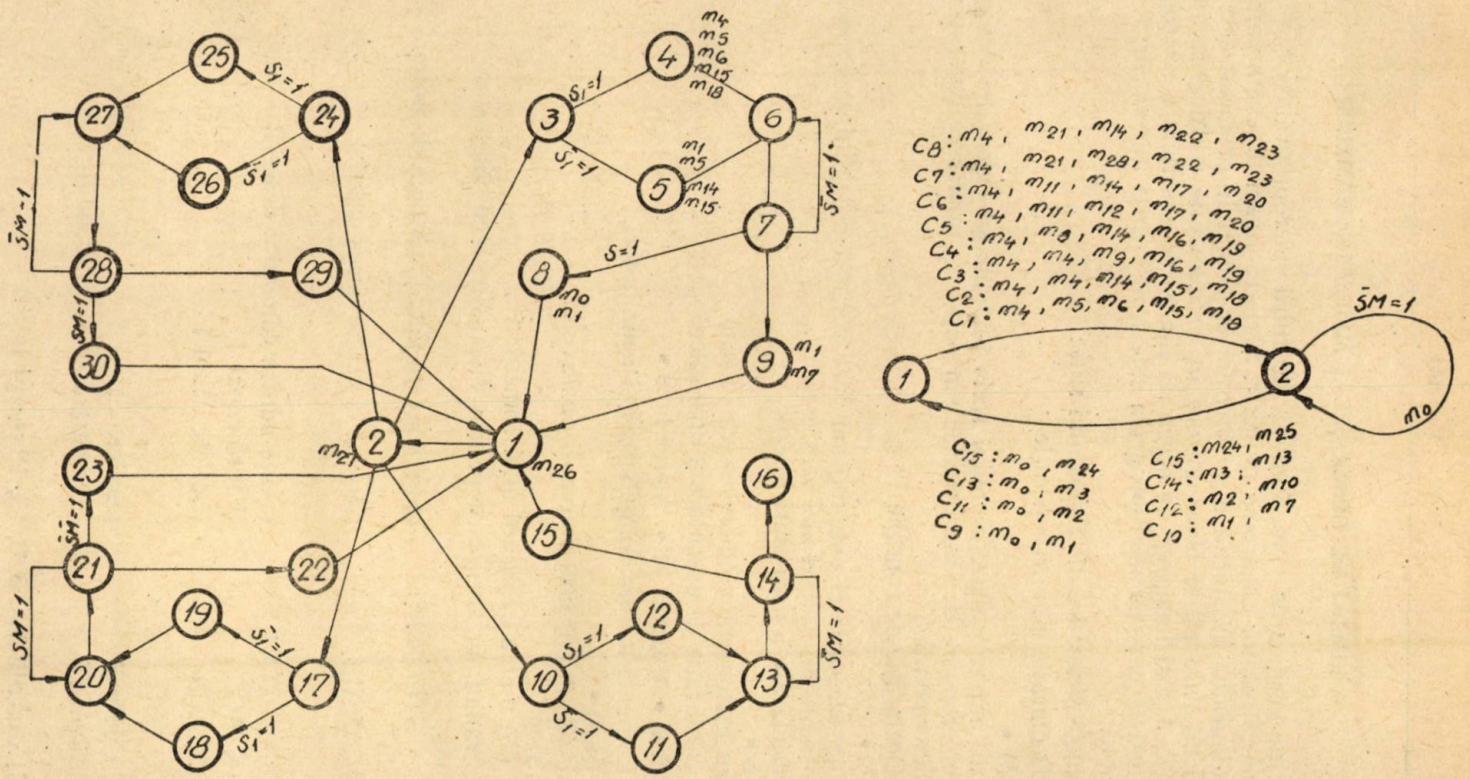

C8 : m4 , m21 , m14 , m22 , m23
C7 : m4 , m21 , m28 , m22 , m23
C6 : m4 , m11 , m14 , m17 , m20
C5 : m4 , m11 , m12 , m17 , m20
C4 : m4 , m8 , m14 , m16 , m19
C3 : m4 , m4 , m9 , m16 , m19
C2 : m4 , m4 , m14 , m15 , m18
C1 : m4 , m5 , m6 , m15 , m18
C15 : m0 , m24
C13 : m0 , m3
C11 : m0 , m2
C9 : m0 , m1
C15 : m24 , m25
C14 : m3 , m13
C12 : m2 , m10
C10 : m1 , m7
S̄M=1
m0

Fig. 8.

4. LIMBAJ DE DESCRIERE A MICROPROGRAMELOR

Pentru verificarea corectitudinii alcătuirii microprogramelor poate fi folosit un calculator electronic numeric. Scrierea uneui program care să simuleze diagrama de stări a dispozitivului de comandă proiectat este o sarcină dificilă care poate chiar întrece în complexitate verificarea atentă a proiectării. A fost imaginat de aceea un limbaj de descriere a microprogramelor LDM în care un microprogram este transformat într-un șir de declarații simple.

Formele sintactice ale limbajului sînt :

a) Declarație de microoperație

M *

urmată de adresa subprogramului scris în limbajul calculatorului care va executa microoperația. Prin asterisc am notat un număr ce corespunde numelui microoperației.

b) Declarație de condiție

C *

urmată de adresa unui subprogram care verifică îndeplinirea condiției notată prin numărul indicat aici prin asterisc.

c) Declarare a unei stări interne

S *

Asteriscul marchează simbolul stării interne.

d) Declarație de executare a unei microoperații.

Dacă C * execută M * mergi la S *

e) Comenzi asupra compilerului și delimitatori.

Start *

prin care se inițializează starea dispozitivului

Stop

Semnul (va marca începutul unui comentariu.

Programul de verificare pentru dispozitivul cu diagrama din fig. 86 are forma :

```
    MO   STRCICLU      (Subprogram microinstrucția de inițiere
    (ciclu
MI  ZRCANALI           (Anulează cerere acces canal 1
 :
M25  CONECTN4          (Pune adresa canalului deservit
C1   CAN1ACC           (Citire canal 1
C2   CAN1ACS           (Scriere canal 1
 :
C16  CAN4ACS           (Scriere canal 4
C17  TERMCIT           (Terminare acces la memorie
SA
Dacă C1 execută M4, 5, 6, 15, 18 mergi la SB
```

Dacă C2 execută M4, 5, 14, 15, 18 mergi la SB
Dacă C8 execută M4, 21, 22, 23 mergi la SB
SB
Dacă C17 execută MO mergi la SB
Dacă C9 execută MO,1 mergi la SA
Dacă C16 execută M24,25 mergi la SA
Stop
Start A

Subprogramele pentru microinstrucţii sau condiţii trebuie introduse înainte sau chiar în program, în orice caz înainte de comanda Start.

Limbajul se află în curs de elaborare. O parte din programul compiler scris în limbajul WISP a fost experimentat. WISP este un limbaj care lucrează cu liste ceea ce se dovedeşte foarte potrivit pentru scrierea de programe operative (software). Arborele principal are aspectul din fig. 9. Si-

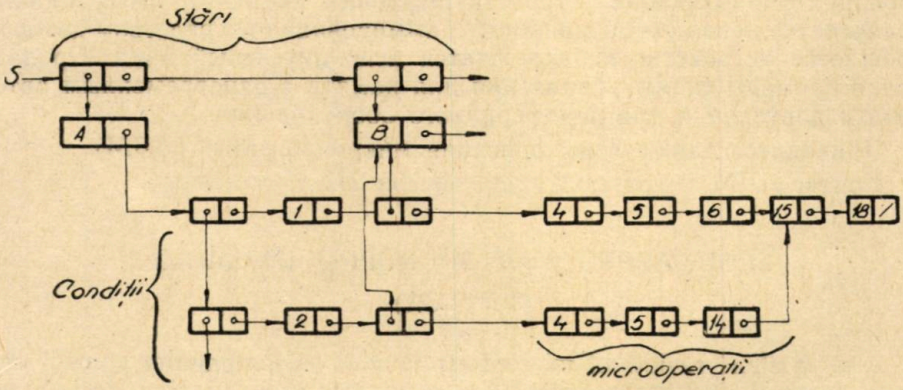


Fig. 9.

milar sînt concepute şi listele pentru adresele subprogramelor, microoperaţiilor şi condiţiilor. Compilerul citeşte declaraţiile programului şi alcătuieşte arborele *S*. La apariţia directivei *start* intră într-o subrutină care parcurge structura realizată simulînd dispozitivul de comandă al calculatorului proiectat.

BIBLIOGRAFIE

1. Richards, R. K., *Electronic Digital Systems*, John Wiley & Sons, New York, 1966.
2. Wilkes, M. V., The Best way to Design an Automatic Calculating Machine, Report of Manchester University Computer Inaugural Conference, July 1951.
3. Wilkes, M. V. and Stringer, J. B., Micro-Programming and the Design of the Control Circuits in an Electronic Digital Computer, Proceedings of the Cambridge Philosophical Society, 1953, 49, Part 2, p. 230.
4. Wilkes, M. V., Renwick, W. and Wheeler, D. I., The Design of the Control Unit of an Electronic Digital Computer, Proceedings of the IEE, vol. 105, Part B, no. 20, London, 1958.

5. Mercer, R. I., Microprogramming, Journal of the ACM, vol. 4 No. 2, April 1957.
6. Gerace, G. B., Microprogrammed Control for Computing Systems. IEEE Trans. an Electronic Computers, EC-12, Dec. 1963.
7. Schorr, H., Wiseman, N. E., System design of a small, fast digital computer, IEEE Trans. on Elec. Comp. EC-12 1963.
8. Baltac, V., Salamon, V., Dispozitiv de memorare permanentă cu ferite și elemente semiconductoare, Bul. St. și Teh. al IPT, Tom 10(24), Fasc. 2, 1965.
9. Mc Cluskey, E. J., *Introduction to the Theory of Switching Circuits*, Mc Graw Hill, New York, 1965.

НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ МИКРОПРОГРАММИРОВАНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

После краткого обзора микропрограммирования как метода проектирования управляющих устроиств цифровых вычислительных машин, предлагается новая схема микропрограммирования посредством которой упрощается устройство и сокращается исполнительный цикл. Предлагаются примеры схемы управления для памяти с одновременным автономным допуском и для периферийного оборудования.

Приводится также язык описания микропрограмм (ЛДМ).

Кодекс ЛДМ выполнен в виде списков (List-processing).

SOME ASPECTS OF MICROPROGRAMMING

(SUMMARY)

After a short review of microprogramming as a computer control unit design method, the paper presents a new microprogramming design method leading to a general simplification of the unit and to a shorter cycle. Examples are given, including a control unit for a memory with autonomous access.

A microprogram simulation language (LDM) is also presented. LDM is conceived in a list processing form.

CARACTERISTICILE STATICE ȘI DINAMICE ALE SISTEMELOR AUTOMATE DE FRÎNARE ELECTRICĂ RECUPERATIVĂ A TURBINELOR HIDRAULICE ÎN STAȚIUNILE PENTRU ÎNCERCĂRI ENERGETICE ȘI CAVITAȚIONALE *

DE

N. BUDIȘAN, I. PREDA, E. SUCIU

Pentru frînarea modelelor de turbine hidraulice în stațiuni se folosesc frîne mecanice, hidraulice sau electrice. Dintre frînele electrice se impune, prin avantajele pe care le prezintă, sistemul de frînare recuperativă : turbină-generator de curent continuu — motor de curent continuu — mașină asincronă (funcționînd în regim de generator) — rețeaua electrică de uz general. Principalele avantaje ale sistemului considerat sînt :

1. posibilitatea obținerii prin frînare a oricăror turații, inclusiv turația nulă ;

2. posibilitatea utilizării sistemului electric de frînare în regim de acționare, pentru antrenarea turbinei în cazul funcționării ei ca pompă (la studiul mașinilor hidraulice reversibile);

3. o comoditate extremă și posibilitatea automatizării comenzii sistemului de frînare, ceea ce mărește considerabil randamentul muncii experimentatorilor ;

4. recuperarea unei părți a energiei dezvoltate de către turbina încercată.

În prezentul studiu, pentru concretizarea ideilor, vom considera sistemul automat de frînare recuperativă realizat la stațiunea MHT-450 a Laboratorului de mașini hidraulice Timișoara [1], sistem a cărui schemă principală este reprezentată în fig. 1, în care s-au adoptat notațiile :

T — turbina încercată,
α — unghiul de deschidere a aparatului director al turbinei,
n_T — turația turbinei,
G — generator de c.c. de frînare,
n_G — turația generatorului,
E_G — t. e. m. a generatorului,
U_{eG} — tensiunea de excitație a generatorului,
M — motorul de c. c. al grupului de recuperare,

---

* Lucrare comunicată la Sesiunea de comunicări științifice în domeniul calculatoarelor electronice și automaticii, Institutul Politehnic Timișoara, 26—27 mai 1967.

E_M — t. e. m. a motorului,
U_{eM} — tensiunea de excitaţie a motorului,
n_M — turaţia motorului,
I — curentul în circuitul principal al maşinilor G şi M,
R_{G-M} — rezistenţa circuitului principal al maşinilor G şi M,
L_{G-M} — inductanţa circuitului principal al maşinilor G şi M,
GA — maşină asincronă a grupului de recuperare, funcţionînd în regim de generator.
n_{GA} — turaţia maşinii asincrone,
GT — generator tahometric, element de măsurare a sistemului de reglare automată a turaţiei,
U_{GT} — tensiunea generatorului tahometric,
BRA — blocul electronic de reglare al dispozitivului de automatizare a reglării turaţiei,
A — amplidină,
U_{c1} — tensiunea de comandă a amplidinei,
U_{c2} — tensiunea de comandă a amplidinei

Caracteristicile statice şi dinamice ale instalaţiilor de automatizat prezintă, după cum se ştie, importanţă în practica proiectării dispozitivelor de automatizare prin aceea că constituie puncte de plecare în calculele parametrilor acestora şi, pe de altă parte, împreună cu caracteristicile dispozitivului de automatizare (după ce elementele au fost alese, proiectate, realizate), permit calculul indicilor calităţii statice şi dinamice a întregului sistem.

Prezenta lucrare îşi propune a expune o metodă de calcul a caracteristicilor statice şi dinamice ale sistemelor automate de frînare electrică recuperativă a turbinelor hidraulice în staţiunile pentru încercări energetice şi cavitaţionale, elaborată şi aplicată în calculul unor astfel de sisteme la

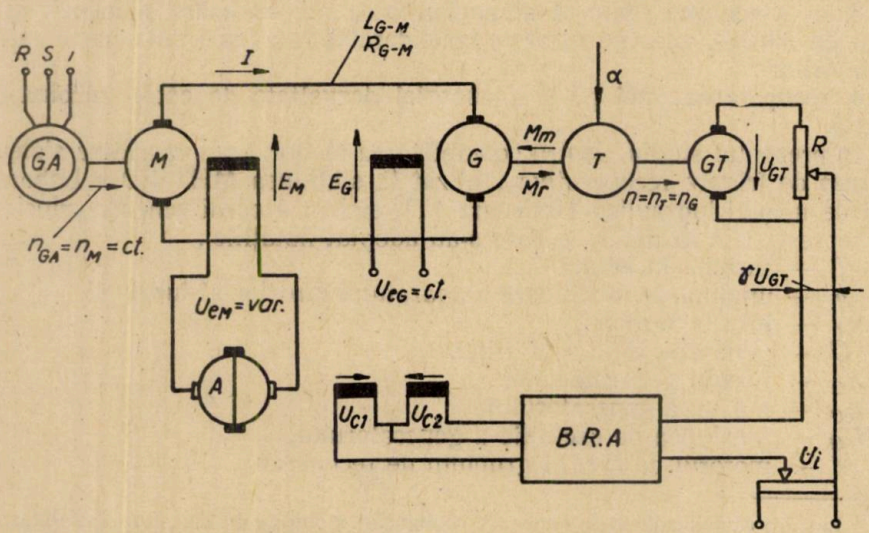


Fig. 1. Schema principială a sistemului automat de frînare recuperativă.

L.M.H.T., ea putînd fi aplicată la calculul oricărui sistem automat de frînare din clasa considerată (frînare electrică recuperativă) indiferent de natura motoarelor primare frînate.

1. CARACTERISTICILE STATICE ALE SISTEMULUI DE FRINARE ELECTRICĂ RECUPERATIVĂ

In cazul sistemului automat de frînare electrică recuperativă a turbinelor, prezentat mai sus, pentru aprecierea calităţii statice a sistemului neautomatizat şi a oportunităţii automatizării lui este necesară cunoaşterea caracteristicilor statice ale complexului „turbină-sistem de frînare".

Din ecuaţia generală a mişcării sistemului considerat

$$C_1 \frac{dn_T}{dt} = M_T - M_G, \tag{1}$$

ţinînd seama că în cazul funcţionării staţionare a sistemului, pentru o valoare oarecare α_0 a deschiderii aparatului director, avem :

$$n_T = \text{const}, \tag{2}$$

rezultă, pentru regimurile staţionare de funcţionare :

$$(M_T)_0 - (M_G)_0 = 0, \tag{3}$$

de unde :

$$(M_T)_0 = (M_G)_0 . \tag{4}$$

Relaţia (4) arată că regimurile staţionare de funcţionare ale complexului „turbină-sistem de frînare" trebuiesc căutate la intersecţia familiilor caracteristicilor mecanice ale turbinei şi ale generatorului de frînare :

$$M_T = f_t(n), \quad \alpha_t = \alpha_1, \ \alpha_2, \ldots = \text{const}, \tag{5}$$

$$M_G = f_j(n), \quad (U_{eM})_j = (U_{eM})_1, \ (U_{eM})_2, \ldots = \text{const}. \tag{6}$$

1.1. Caracteristicile mecanice ale turbinei

Caracteristicile mecanice (5) ale turbinei se determină pe cale experimentală. Dacă caracteristicile (5) ale turbinei nu sînt cunoscute de la început, pot fi utilizate caracteristicile universale ale unei turbine încercare (de acelaşi tip), transpuse, prin relaţiile de similitudine, la dimensiunile şi condiţiile de funcţionare ale turbinei considerate. Rezultatele teoretice obţinute în acest mod, deşi reprezintă o aproximare, permit totuşi a determina ordinul de mărime al coeficientului de transfer al dispozitivului de automatizare, al cărui valoare se urmăreşte, în ultima analiză, a fi determinată, urmînd ca valoarea lui exactă să fie ajustată pe cale experimentală, aşa cum se procedează de altfel, în practică.

Pentru calculul caracteristicilor statice ale staţiunii MHT-450 s-a considerat o turbină (model) de tip Kaplan K_2 7,5 — de diametru ϕ 200 mm, ale cărei caracteristici universale, determinate experimental la o altă staţiune (MHT-200), sînt cele arătate în fig. 2.

Familia caracteristicilor mecanice (5) ale turbinei K_2 7,5, calculate din curbele universale din fig. 2 şi transpuse la dimensiunile şi condiţiile de funcţionare în staţiunea MHT-450, sînt cele arătate în fig. 3.

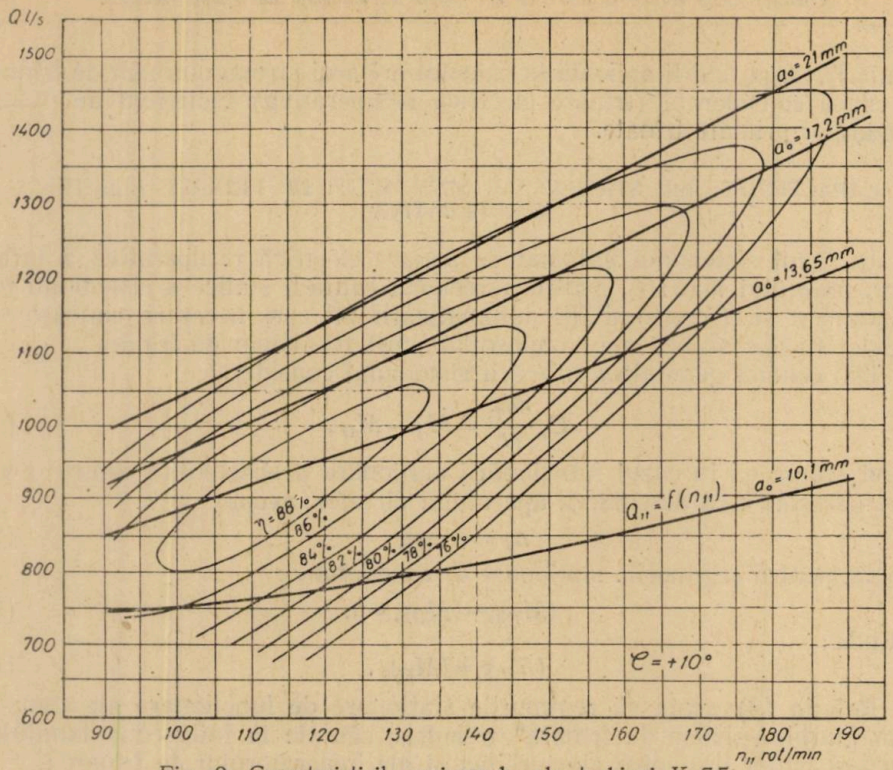


Fig. 2. Caracteristicile universale ale turbinei K_2 7,5.

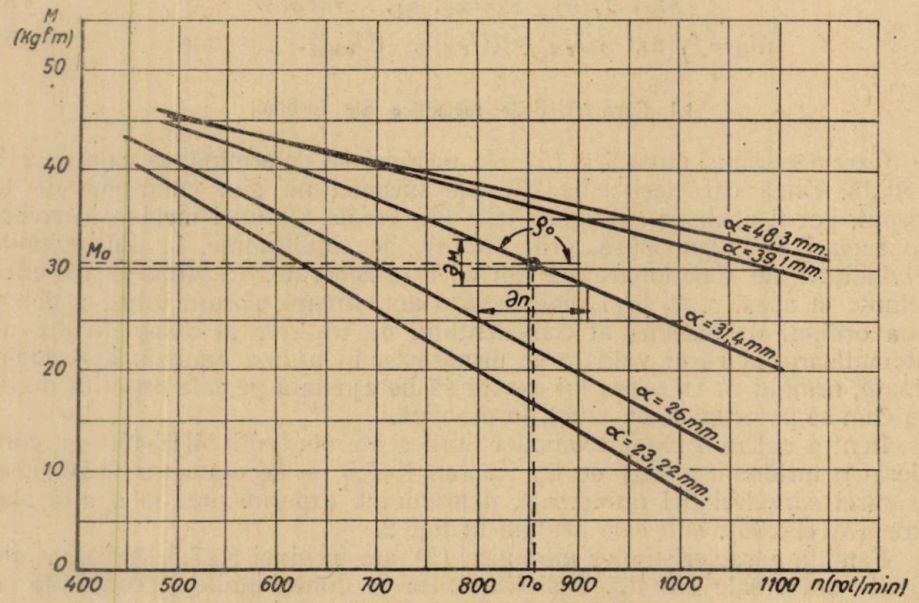


Fig. 3. Caracteristicile mecanice ale turbinei K_2 7,5.

1.2. Caracteristicile mecanice ale generatorului de frînare recuperativă

Pentru simplificare se neglijează pierderile mecanice ale generatorului considerînd că cuplul rezistent dezvoltat de către generator poate fi exprimat cu relaţia :

$$M_G = K_m \Phi_G I = K_m \Phi_G \frac{E_G - E_M}{\sum R} = K_m \Phi_G \frac{K_e \Phi_G n - E_M}{\sum R}, \qquad (7)$$

în care :

K_m este constantă a generatorului G ;
Φ_G — fluxul magnetic al generatorului G ;
I — curentul în circuitul grupului generator motor $G—M$;
E_G — t.e.m. a generatorului G ;
E_M — t.e.m. a motorului M ;
$\sum R$ — rezistenţa circuitului grupului generator motor ;
K_e — constantă a generatorului G ;
$n = n_G = n_T$ — turaţia grupului turbină-generator.

Mărimile K_m, K_e, Φ_G, $\sum R$, care intervin în relaţia (7), se determină prin metode cunoscute, utilizînd datele nominale şi caracteristicile de funcţionare ale maşinii G. În lipsa caracteristicilor reale ale maşinii G, pot fi utilizate caracteristicile universale ale maşinilor de curent continuu, transpuse la datele nominale ale maşinii G reale.

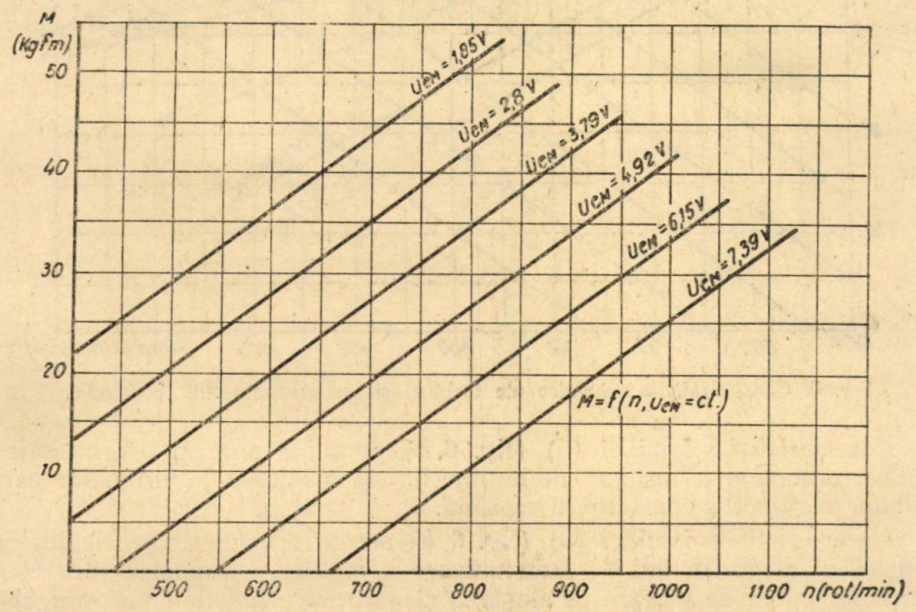


Fig. 4. Caracteristicile generatorului de frînare.

Familia caracteristicilor mecanice (6) ale generatorului G (fig. 4) se calculează cu relaţia (7), în care, pentru fiecare curbă a familiei (6), se consideră valoarea mărimii E_M rezultată, pentru valoarea considerată a tensiunii de excitaţie U_{eM} a maşinii M, din caracteristica acesteia de mers în gol ca generator.

1.3. Calculul caracteristicilor statice ale complexului „turbină-sistem de frînare"

Aşa cum a fost deja arătat (vezi relaţia 4), intersecţia (fig. 5) familiilor caracteristicilor mecanice (5) şi (6) ale turbinei şi ale generatorului de frînare permit a determina caracteristicile statice ale complexului „turbină-sistem de frînare" (fig. 6, *a* şi fig. 6, *b*):

$$n = F_i(\alpha), \quad (U_{eM})_i = (U_{eM})_1, \ldots = \text{const}, \tag{8}$$

$$n = F_j(U_{eM}), \quad \alpha_j = \alpha_1, \alpha_2, \ldots = \text{const}. \tag{9}$$

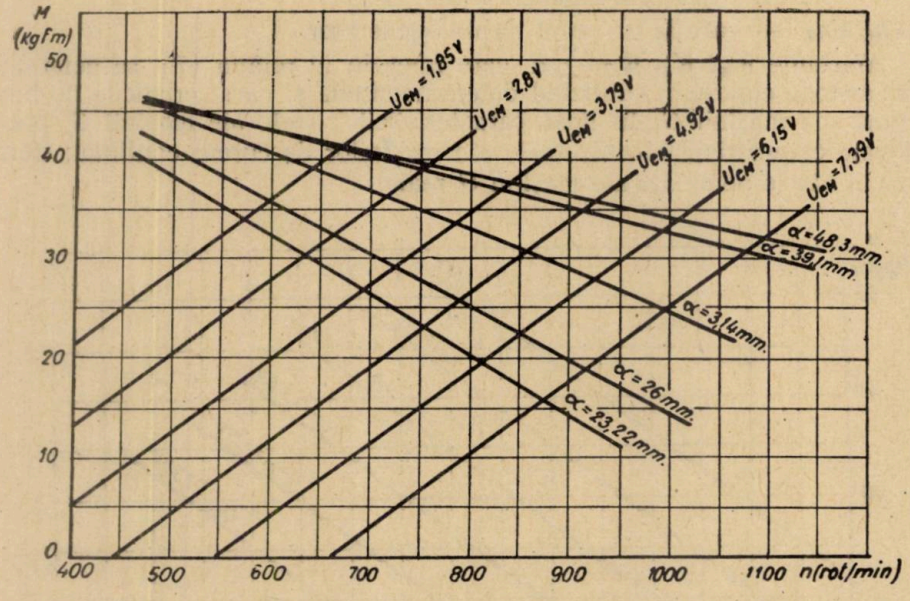


Fig. 5. Caracteristicile mecanice ale turbinei şi ale generatorului de frînare.

Caracteristicile familiei (8) (fig. 6, *a*) permit a aprecia oportunitatea reglării automate a turbinei în regimurile de încercare a turbinelor care reclamă menţinerea constantă a acesteia.

Caracteristicile familiei (9) (fig. 6, *b*) permit a calcula coeficientul de transfer al dispozitivului de automatizare a reglării, parametru care constituie un punct de plecare în alegerea şi calculul elementelor acestui dispozitiv. Coeficientul de transfer căutat poate fi găsit în următorul mod:

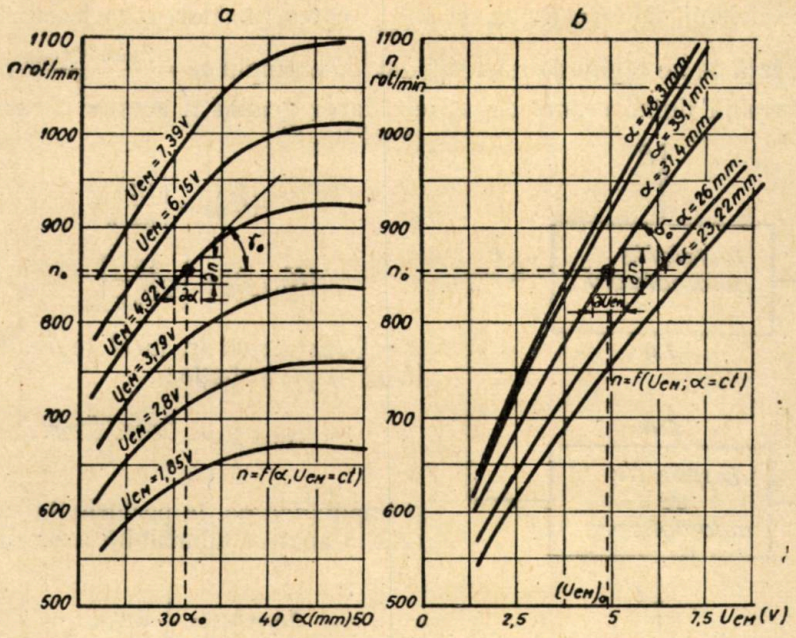


Fig. 6. Caracteristicile statice ale complexului „turbină-sistem de frînare".

1.4. Calculul aproximativ al coeficientului de transfer al dispozitivului de automatizare utilizînd caracteristicile complexului „turbină-sistem de frînare"

Se știe că în cazul sistemelor automate de reglare în circuit închis cu acțiune în funcție de abatere, din care categorie face parte sistemul considerat, avînd structura generală arătată în fig. 7, variația Δe a mărimii reglate, la o variație Δp a mărimii de perturbație, poate fi exprimată, în cazul sistemelor liniare sau liniarizate, cu relația :

$$\Delta e = \frac{(K_{IA})_p}{1+(K_{IA})_m \cdot K_{DA}} \cdot \Delta p, \qquad (10)$$

în care :

$(K_{IA})_p = K_\alpha$ este coeficientul static de transfer al instalației de automatizat (complexul turbină-sistem de frînare) în raport cu mărimea perturbatoare α (deschiderea aparatului director);

$(K_{IA})_m = K_{U_{eM}}$ — coeficientul static de transfer al instalației de automatizat în raport cu mărirea de intrare U_{eM} a instalației (tensiusiunea de excitație a mașinii M);

K_{DA} — coeficientul static de transfer al dispozitivului de automatizare.

Coeficienţii de transfer K_a şi $K_{U_{eM}}$, corespunzători caracteristicilor (8) şi (9), faţă de un regim de referinţă dat $\left(\text{de exemplu } \alpha_0 = \frac{\alpha_{max}+\alpha_{min}}{2},\ U_{eM0}\right)$, se determină ţinînd seamă de reprezentarea grafică a acestor caracteristici (vezi fig. 6):

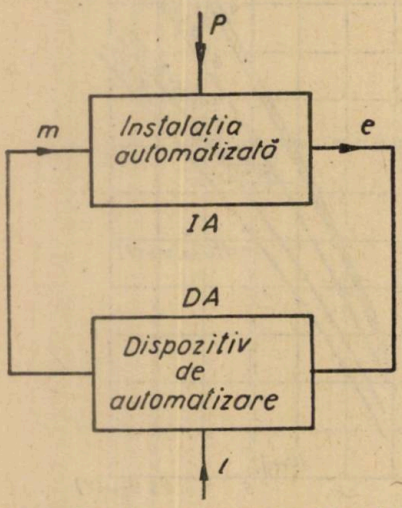


Fig. 7. Structura generală a sistemelor automate de reglare cu acţiune în funcţie de abatere.

$$(K_a)_0 = \left(\frac{\Delta n}{\Delta \alpha}\right)_0, \tag{11}$$

$$(K_{U_{eM}})_0 = \left[\frac{\Delta n}{\Delta U_{eM}}\right]_0. \tag{12}$$

Considerînd în jurul regimului (α_0, U_{eM_0}) o perturbaţie:

$$\Delta p = \Delta \alpha = \frac{\alpha_{max}-\alpha_{min}}{2}, \tag{13}$$

şi impunîndu-ne, la perturbaţia considerată, o abatere admisibilă a turaţiei:

$$\Delta e = \Delta n = \frac{1}{2}\Delta n_{admis} = \frac{1}{2}\,\frac{(\Delta n_{admis}\%)\cdot n_0}{100}, \tag{14}$$

înlocuind valorile găsite (11), (12), (13) şi (14) în (10), poate fi găsită valoarea coeficientului de transfer al dispozitivului de automatizare, necesar asigurării preciziei prescrise de reglare:

$$K_{DA} = \frac{(K_a)_0\,(\alpha_{max}-\alpha_{min})\,100}{(K_{U_{eM}})_0\cdot \Delta n_{admis}\%\cdot n_0} - \frac{1}{(K_{U_{eM}})_0}. \tag{15}$$

Ţinînd seama de structura dispozitivului de automatizare (vezi fig. 1) cît şi de coeficienţii de transfer ai generatorului tahometric *GT* şi maşinii amplificatoare *A*, elemente alese preliminar, se calculează valoarea coeficientului de transfer al dispozitivului de amplificare şi corecţie *BRA* (vezi fig. 1) care urmează a fi realizat în vederea asigurării calităţii statice şi dinamice necesare:

$$K_{BRA} = \frac{K_{DA}}{K_{GT}\cdot K_A}. \tag{16}$$

Coeficientul de transfer K_{AC}, determinat aşa cum s-a arătat mai sus, permite a construi, prin metodele grafice cunoscute [4], caracteristicile statice de reglare:

$$n = f_i(\alpha),\ U_{ci} = U_{c1},\ U_{c2}, = \text{const}, \tag{17}$$

în care U_c este tensiunea de comandă a maşinii amplificatoare *A*.

Dacă din caracteristicile (17), pentru diferite valori constante ale mărimii de intrare U_c, rezultă o abatere maximă $\Delta n < \Delta n_{admis}$, caltiatea statică a sistemului poate fi considerată corespunzătoare. În caz contrar este necesar că prin încercări repetate să admitem pentru coeficientul de transfer K_{DA} o valoare mai mare, verificînd de fiecare dată dacă valoarea respectivă asigură sistemului calitatea statică cerută.

1.5. Metodă de calcul al coeficientului de transfer al dispozitivului de automatizare ținînd seama de neliniaritățile sistemului.

Metoda de calcul al coeficientului de transfer al dispozitivului de automatizare, expusă în paragraful precedent, este afectată de eroarea ce rezultă din liniarizarea caracteristicilor (8) și (9), acceptată la determinarea coeficienților de transfer K și $K_{U_{eM_0}}$ ai complexului turbină-sistem de frînare. Mai jos este prezentată o metodă care ține seama de neliniaritățile sistemului considerat.

Admitem o anumită valoare a abaterii mărimii reglate față de cea precisă:

$$(\Delta n_G)_{admis} = \frac{n_t - n_G}{n_t}, \tag{18}$$

în care:

n_G este valoarea mărimii reglate;

n_t — valoarea prescrisă a mărimii reglate (dacă mărimea de referință este o tensiune, așa ca în fig. 1, avem $n_t = U_t/K_{GT}$);

$(\Delta n_G)_{admis}$ — abaterea admisă a mărimii reglate față de valoarea prescrisă, exprimată în unități relative.

Tensiunea de comandă U_{eM} a sistemului de frînare poate fi exprimată:

a) în funcție de mărirea de intrare a dispozitivului de automatizare:

$$U_{eM} = K_{DA}(n_t - n_G), \tag{19}$$

b) în funcție de parametrii circuitului de excitație al mașinii M:

$$U_{eM} = I_{eM}(R_{eM} + R_s). \tag{20}$$

Din relațiile (19) și (20) rezultă:

$$K_{DA} = \frac{I_{eM}(R_{eM} + R_s)}{n_t - n_G} \tag{21}$$

sau, ținînd seama de (18):

$$K_{DA} = \frac{[1 - (\Delta n_G)_{admis}] \cdot I_{eM}(R_{eM} + R_s)}{n_G \cdot (\Delta n_G)_{admis}}. \tag{22}$$

Valoarea mărimii I_{eM} din relația (22) se determină din caracteristica de magnetizare a mașinii M, în funcție de valoarea mărimii Φ_m care, la rîndul

ei, se determină plecînd de la expresia echilibrului tensiunilor în circuitul maşinilor G şi M:

$$C_e n_G \Phi_G = C_e n_M \Phi_M + I_{G-M} \cdot \sum R_{G-M}, \tag{23}$$

din care rezultă:

$$\Phi_M = \frac{C_e n_G \Phi_G - I_{G-M} \cdot \sum R_{G-M}}{C_e n_M}. \tag{24}$$

Cunoscînd coeficienţii de transfer K_{DA}, K_{GT} şi K_A poate fi determinat coeficientul de transfer al blocului electronic BRA:

$$K_{BRA} = \frac{K_{DA}}{K_{GT} \cdot K_A}. \tag{25}$$

Pentru sistemul realizat la staţiunea MHT-450 a rezultat $K_{BRA} = 18$, blocul electronic de reglare automată fiind realizat cu două etaje amplificatoare de

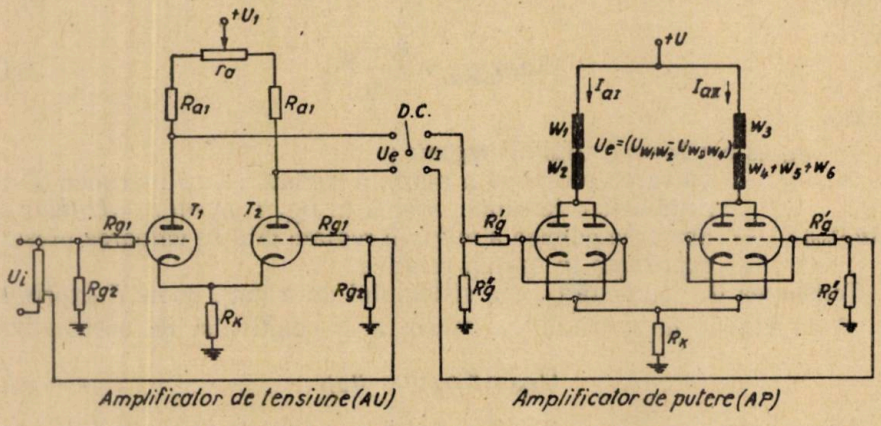


Fig. 8. Schema blocului de reglare automată.

tensiune şi un etaj final de putere avînd schema principală arătată în fig. 8 (este reprezentat un singur etaj al amplificatorului de tensiune; este arătat de asemenea amplasamnetul dispozitivului de corecţie dinamică DC).

2. CARACTERISTICILE DINAMICE ALE SISTEMULUI DE FRINARE ELECTRICĂ RECUPERATIVĂ

Funcţionarea grupului generator (G) — turbină (T) în regim tranzitoriu poate fi exprimată considerînd, ca punct de plecare, relaţia (1):

$$C_1 \frac{dn_T}{dt} = M_T - M_G. \tag{1}$$

În studiul dinamicii sistemului de frînare (considerat în ansamblu) intervine ecuația diferențială a grupului generator-turbină:

$$F\left(n, \frac{dn}{dt}, \frac{d^2n}{dt^2}, \ldots, E_M, \frac{dE_M}{dt}, \ldots\right)=0 \tag{26}$$

ceea ce impune aducerea ecuației (1) la forma (26), adică la exprimarea interdependenței (diferențiale) dintre n și E_M.

2.1. Cuplul motor al turbinei

Cuplul turbinei de tip Kaplan (considerată în cazul concret dat), după cum se știe [3] este o funcție neliniară de trei variabile:

n — turația turbinei;
α — deschiderea aparatului director;
φ — unghiul de incidență al paletelor rotorului;

așadar:

$$M_T=M_T(n, \alpha, \varphi) \tag{27}$$

sau, în cazul existenței legăturii combinatorii $\varphi=f(\alpha)$ între cele două organe de reglare ale turbinei [2] sau cînd $\varphi=\text{const}$ (parametric), cum este cazul la încercarea modelelor de turbine,

$$M_T=M_T(n, \alpha). \tag{28}$$

Așa cum se procedează de obicei în practică [3], în scopul simplificării, în calculele ce vor urma vom utiliza o expresie simplificată liniară a cuplului turbinei, expresie ce poate fi obținută descompunînd funcția (28) în serie Taylor, în raport cu o stare inițială de echilibru n_0, α_0, M_T (n_0, α_0):

$$M_T(n, \alpha)=M_T(n_0, \alpha_0)+\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0 \cdot \Delta n+\left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0 \cdot \Delta\alpha+\Delta M_T, \tag{29}$$

în care ΔM_T conține termenii seriei în care variațiile Δn și $\Delta\alpha$ intervin la puterea doua sau mai mare decît doi sau sub forma produsului lor.

În cazul unor variații mici ale parametrilor n și α, în relația (29), în scopul liniarizării ei, poate fi neglijată termenul ΔM_T, în care caz relația (29) devine:

$$M_T(n, \alpha \approx M_T(n_0, \alpha_0)+\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0 \cdot \Delta n+\left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0 \Delta\alpha. \tag{30}$$

Mărimile:

$$M_T(n_0, \alpha_0), \quad \left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0 \quad \text{și} \quad \left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0,$$

care intervin în relația (30) se determină utilizînd expresia analitică a cuplului motor, dacă aceasta este cunoscută [3], sau utilizînd familiile caracteristicilor parametrice experimentale:

$$M_T=f_i(n), \quad \alpha_i=\alpha_1, \alpha_2, \ldots=\text{const}, \tag{31}$$

$$M_T=f_j(\alpha), \quad n_j=n_1, n_2, \ldots=\text{const}, \tag{32}$$

în care caz :

$$\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0 = \operatorname{tg} \rho_0 , \tag{33}$$

$$\left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0 = \operatorname{tg} \psi_0 , \tag{34}$$

unde ρ_0 și ψ_0 sînt unghiurile definite geometric de construcțiile din fig. 3 și fig. 9.

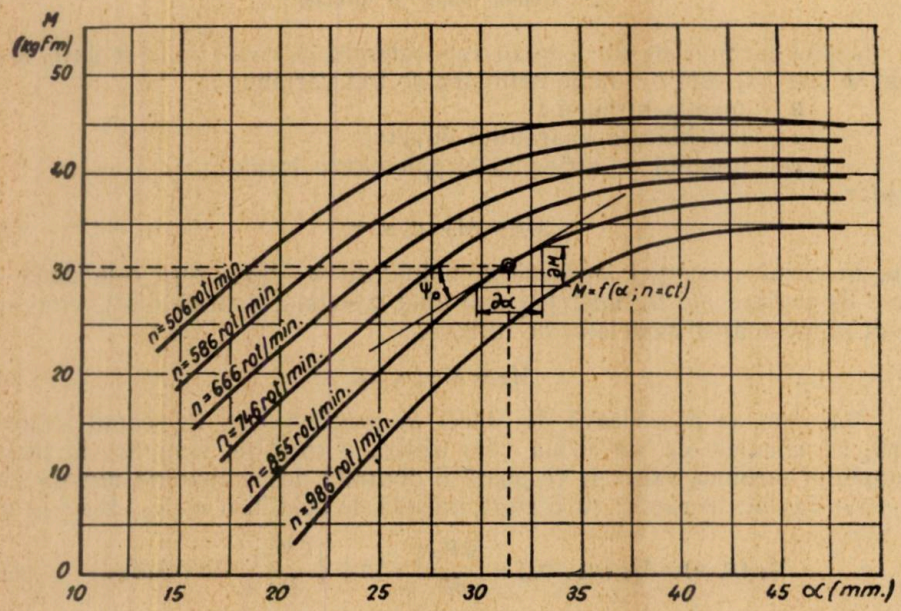


Fig. 9. Caracteristicile parametrice ale turbinei K_2 7,5.

Pentru calculul privind dinamica sistemului de reglare automată a turbinei fără combinator (φ=const) vor fi utilizate familiile de curbe (31) și (32), ridicate experimental pentru cazul $\varphi = \varphi_0$=const căruia îi corespund valori maxime ale pantei curbelor (31) și (32) (coeficient de transfer maxim) — situația cea mai nefavorabilă pentru calitatea dinamică a sistemului de reglare considerat.

2.2. Cuplul rezistent la arborele turbinei

Cu o aproximație satisfăcătoare pentru calculele privind unele probleme ale dinamicii sistemului de reglare automată a frînării — stabilitate, corecție — cuplul rezistent opus turbinei de către generatorul de frînare poate fi exprimat cu relația (35):

$$M_G = C_2 I. \tag{35}$$

2.3. Ecuaţia diferenţială a grupului turbină-generator

Considerînd un regim tranzitoriu al grupului turbină-generator faţă de o stare de echilibru iniţială dată şi ţinînd seama că expresiile (35) şi (30) a cuplului motor respectiv a cuplului rezistent, ecuaţia diferenţială (6) devine :

$$C_1 \frac{d(n_0+\Delta n)}{dt} = (M_T)_0 + \left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0 \cdot \Delta n + \left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0 \cdot \Delta\alpha - C_2(I_0+\Delta I), \tag{36}$$

din care, deoarece :

$$(M_T)_0 - C_2 I_0 = 0 \tag{37}$$

rezultă expresia ecuaţiei diferenţiale a grupului turbină-generator relativ la variaţiile mărimilor n, α şi I :

$$C_1 \frac{d\Delta n}{dt} = \left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0 \cdot \Delta n + \left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0 \cdot \Delta\alpha - C_2 \cdot \Delta I. \tag{38}$$

Pentru exprimarea ecuaţiei diferenţiale a grupului turbină-generator în raport cu mărimea de intrare E_M, prin care se realizează comanda, vom considera ecuaţia circuitului generator-motor :

$$E_G - E_M = R_{G-M} I + L_{G-M} \cdot \frac{dI}{dt}, \tag{39}$$

din care, ţinînd seama că :

$$E_G = C_3 n \tag{40}$$

obţinem :

$$C_3 n - E_M = R_{G-M} \cdot I + L_{G-M} \cdot \frac{dI}{dt}, \tag{41}$$

de unde, considerînd variaţiile mărimilor variabile faţă de un regim staţionar iniţial, obţinem :

$$C_3 \Delta n - \Delta E_M = R_{G-M} \cdot \Delta I + L_{G-M} \frac{d\Delta I}{dt} \cdot \tag{42}$$

Exprimînd pe ΔI din (38):

$$\Delta I = -\frac{C_1}{C_2} \frac{d\Delta n}{dt} + \frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0 \cdot \Delta n + \frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0 \cdot \Delta\alpha \tag{43}$$

şi înlocuind în (42) şi grupînd termenii obţinem :

$$L_{G-M} \cdot \frac{C_1}{C_2} \cdot \frac{d^2\Delta n}{dt^2} + \left[R_{G-M} \cdot \frac{1}{C_2} - L_{G-M} \cdot \frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0\right] \frac{d\Delta n}{dt} +$$

$$+ \left[C_3 - R_{G-M} \cdot \frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0\right] \cdot \Delta n = \Delta E_M + L_{G-M} \cdot \frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0 \cdot \frac{d\Delta\alpha}{dt} + \tag{44}$$

$$+ R_{G-M} \cdot \frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0 \cdot \Delta\alpha$$

de unde, după împărţirea cu :

$$\left[C_3 - R_{G-M} \cdot \frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0\right]$$

obţinem :

$$T_1^2 \frac{d^2\Delta n}{dt^2} + 2\xi_1 T_1 \frac{d\Delta n}{dt} + \Delta n = K_1 \Delta E_M + \tau_1 \frac{d\Delta\alpha}{dt} + \varkappa_1 \cdot \Delta\alpha \tag{45}$$

în care :

$$T_1 = \sqrt{\frac{L_{G-M} \cdot \frac{C_1}{C_2}}{C_3 - \frac{R_{G-M}}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0}}, \tag{46}$$

$$2\xi_1 T_1 = \frac{R_{G-M}\frac{C_1}{C_2} - \frac{L_{G-M}}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0}{C_3 - \frac{R_{G-M}}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0}, \tag{47}$$

$$\xi_1 = \frac{R_{G-M}\frac{C_1}{C_2} - \frac{L_{G-M}}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0}{2\sqrt{L_{G-M}\frac{C_1}{C_2}\left[C_3 - R_{G-M}\frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0\right]}}, \tag{48}$$

$$K_1 = \frac{1}{C_3 - \frac{R_{G-M}}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0}, \tag{49}$$

$$\tau_1 = \frac{L_{G-M} \cdot \frac{1}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)}{C_3 - \frac{R_{G-M}}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0}, \tag{50}$$

$$\varkappa_1 = \frac{\frac{R_{G-M}}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial \alpha}\right)_0}{C_3 - \frac{R_{G-M}}{C_2}\left(\frac{\partial M_T}{\partial n}\right)_0}. \tag{51}$$

În calculele privind calitatea dinamică a sistemelor automate se consideră, după cum se ştie, ecuaţia instalaţiei automatizate corespunzătoare cazului cînd lipsesc perturbaţiile exterioare, în care situaţie, pentru cazul nostru, avem :

$$\Delta\alpha = 0, \tag{52}$$

$$\frac{d\Delta\alpha}{dt} = 0, \tag{53}$$

și ecuația diferențială a grupului turbină-generator ia forma particulară:

$$T_1^2 \frac{d^2\Delta n}{dt^2} + 2\xi_1 T_1 \frac{d\Delta n}{dt} + \Delta n = K_1 \Delta E_M . \tag{54}$$

Pentru obținerea ecuației diferențiale a întregului sistem de frînare recuperativă (turbina T — generatorul G — motorul M), relativ la mărimea de intrare a acestuia U_{eM}, este necesar a lua în considerare, pe lîngă ecuația (54), ecuația diferențială a motorului:

$$T_2 \frac{d\Delta E_M}{dt} + \Delta E_M = K_2 \Delta U_{eM} , \tag{55}$$

în care:

$$T_2 = \frac{L_{eM}}{r_{eM}} , \tag{56}$$

$$K_2 = \frac{C_4}{r_{eM}} , \tag{57}$$

unde:

r_{eM} este rezistența circuitului de excitație al motorului M,

L_{eM} — inductanța circuitului de excitație al motorului M,

$C_4 = \left(\frac{dE_M}{dI_{eM}}\right)_0$ — coeficient care intervine în descompunerea în serie Taylor a funcției $E_M = f(I_{eM})$, coeficientul C_4 se obține pe cale grafo-analitică din caracteristica de mers în gol în regim de generator $E_M = f(I_{eM})$ a mașinii M.

Exprimînd din ecuația (54), mărimea ΔE_M și înlocuind-o în ecuația (55) obținem, după transformări corespunzătoare, ecuația diferențială a întregului sistem de frînare (turbina T — generatorul G — motorul M):

$$a_3 \frac{d^3\Delta n}{dt^3} + a_2 \frac{d^2\Delta n}{dt^2} + a_1 \frac{d\Delta n}{dt} + a_0 \Delta n = b_0 \Delta U_{eM} , \tag{58}$$

în care:

$$a_3 = T_2 \frac{T_1}{K_1} , \tag{59}$$

$$a_2 = \frac{T_1}{K_1}(1 + 2T_2\xi_1), \tag{60}$$

$$a_1 = \frac{(T_2 + 2\xi_1 T_1}{K_1} . \tag{61}$$

$$a_0 = \frac{1}{K_1} , \tag{62}$$

$$b_0 = K_2 . \tag{63}$$

Considerațiile, expuse mai sus, privind caracteristicile statice și dinamice ale sistemelor de frînare electrică recuperativă a turbinelor în stațiunile experimentale, pot servi la studiul calității statice și a proceselor tran-

zitorii care au loc în aceste sisteme (în limita de valabilitate a liniarizărilor efectuate) şi permit sinteza, pe cale analitică, a dispozitivelor de automatizare a unor astfel de sisteme.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Anton, I. Preda, N. Budişan, A. Anghel, Staţiunea pentru încercarea turbinelor la cavitaţie MHT-450 din Laboratorul de maşini hidraulice Timişoara. Comunicările conferinţei de maşini hidraulice. Partea a doua. Septembrie 1964, Timişoara (p. 251—256).
2. A. Bărglăzan, I. Anton, Contribuţii la reglarea turbinelor Kaplan. Cama combinatorului. Studii şi cercetări, Ştiinţe tehnice, Academia RPR, Baza Timişoara, Nr. 1—2, Tom. VII, 1960 (p. 27—36).
3. V. V. Solodovnikov, *Osnovî avtomaticeskogo regulirovania. Teoria.* Maşghiz. Moskva 1954 (p. 86—90, 188—189).
4. A. A. Voronov, *Elementele teoriei reglării automate.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1957 (p. 65—76).

СТАТИЧЕСКИЕ И ДИНАМИЧЕСКИЕ КАРАКТЕРИСТИКИ АВТОМАТИЧЕСКИХ СИСТЕМ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО РЕКУПЕРАТИВНОГО ТОРМОЖЕНИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ТУРБИН НА СТЕНДАХ ДЛЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ И КАВИТАЦИОННЫХ ИСПЫТАНИЙ

(РЕЗЮМЕ)

Изложены соображения относительно расчёта статических и динамических характеристик систем электрического рекуперативного торможения.

Статические характеристики, расчитываемые предложенным методом, позволяют оценить целесообразность регулирования исследуемых турбин и, с другой стороны, позволяют определить передаточный коэффициент устройства автоматизирования, необходимый при его проектированнии.

Применяя полученное дифференциальное уравнение можно исследовать переходные процессы в таких системах и произвести синтез их устройств автоматизирования.

STATISCHE UND DYNAMISCHE KENNWERTE DER ELEKTRISCHEN UND REKUPERATIVEN AUTOMATISCHEN BRENSSYSTEME VON HYDRAULISCHEN TURBINEN IN ENERGETISCHEN UND KAVITATIONSVERSUCHSANLAGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit bringt einige Betrachtungen über die Berechnung der statischen und dynamischen Kennwerte der elektrischen rekuperativen Bremssysteme von hydraulischen Turbinen in Versuchsanlagen.

Die durch das vorgeführte Verfahren berechneten statischen Kennwerte erlauben eine Schätzung der Zweckmässigkeit der Drehzahlregelung bei Versuchsturbinen und andrerseits die Bestimmung des Versetzungsbeiwertes der Automatisierungsanlage hinsichtlich ihres Entwurfs.

Die Verwendung der Berechnungsbeziehungen und der aufgestellten Differentialgleichung ermöglichen eine Analyse der Übergangsprozesse und die Synthese auf analytischen Wege der Automatisierungsanlage solcher Systeme.

DESPRE UN ALGORITM DE IMPĂRȚIRE CU PRECIZIE DUBLĂ, PENTRU CALCULATOARE ELECTRONICE NUMERICE *

DE

I. KAUFMANN

1. INTRODUCERE

1.1. În literatura de specialitate se cunosc diferite algoritme pentru efectuarea operației de împărțire în dispozitivul aritmetic al unui calculator electronic numeric binar.

Fiecare algoritm prezintă anumite proprietăți, care pot fi considerate ca avantaje sau dezavantaje. Astfel, algoritmul denumit „al comparației", respectiv cel „cu restaurarea restului" (vezi de exemplu [1]), se aplică numai în cazul reprezentării numerelor negative în codul direct. Ele se pot aplica unui deîmpărțit de precizie dublă, în sensul că numărul cifrelor sale semnificative este de două ori cît numărul cifrelor semnificative ale unui registru al calculatorului. Ele permit aflarea cîtului și a restului împărțirii. Algoritmul, denumit „fără restaurarea restului" se aplică indiferent de modul de reprezentare a numerelor negative, putîndu-se aplica unui deîmpărțit de precizie dublă. Cîtul obținut este afectat în anumite cazuri de o eroare, egală cu o unitate de cel mai mic ordin binar. Se consideră în general, că acest algoritm nu permite obținerea restului. Algoritmul de împărțire, descris în [2], este o variantă a algoritmului fără restaurarea restului și se aplică în cazul, cînd numerele negative se reprezintă în codul complementar, deîmpărțitul se presupune de precizie simplă, cîtul se obține în anumite cazuri cu o eroare de o unitate de cel mai mic ordin binar, nu se obține restul.

1.2. În prezenta lucrare ne propunem să discutăm algoritmul fără restaurarea restului, în ipoteza, că numerele sînt reprezentate în codul complementar și că deîmpărțitul este de precizie dublă. În cadrul demonstrației se va arăta că, spre deosebire de cele cunoscute în literatură, acest algoritm se pretează la obținerea cîtului neafectat de erori, precum și la obținerea restului împărțirii.

---

*) Lucrare comunicată la Sesiunea științifică a cadrelor didactice din IPT la data de 19 martie 1966.

1.3. Necesitatea obținerii restului unei împărțiri cu ajutorul unui calculator electronic numeric se prezintă relativ rar. Din acest motiv ar fi neeconomic a se consacra echipament electronic în vederea obținerii sale.

În concordanță cu acest punct de vedere, algoritmul prezentat mai jos permite aflarea restului fără echipament electronic în plus. De fapt, cu ajutorul acestui algoritm nu se obține totdeauna restul, dar din discuția algoritmului se va deduce un procedeu foarte simplu, prin care, după ce algoritmul a fost aplicat, se poate afla restul, ori de cîte ori el se necesită.

2. ALGORITMUL ÎMPĂRȚIRII

2.1. *Notații.* În cele ce urmează se va lucra, pentru simplitate, cu numere întregi. Dacă notăm cu $b_0, b_1, \ldots, b_n$ cifrele binare, din care este format un număr, unde b_0 este cifra semn, celelalte n cifre fiind denumite cifre semnificative, atunci valoarea ce se atribuie acestui număr, este, conform definiției codului complementar,

$$\sum_{i=0}^{n} b_i 2^{n-i} \tag{1}$$

dacă $b_0=0$ deci numărul e pozitiv sau nul, respectiv

$$-2^{n+1}+\sum_{i=0}^{n} b_i 2^{n-i} \tag{2}$$

dacă $b_0=1$, deci numărul e negativ.

Fie A deîmpărțitul, de precizie dublă, avînd deci $2n$ cifre semnificative, așa că $|A|<2^{2n}$. Fie $B\neq 0$ împărțitorul de precizie simplă, deci $|B|<2^n$. Pentru a evita depășirea capacității registrului, vom admite :

$$|A|<2^n\cdot|B|. \tag{3}$$

Să notăm cu C și cu R două numere întregi, astfel ca

$$\frac{A}{B}=C+\frac{R}{B}. \tag{4}$$

Se știe din aritmetica elementară, că dacă se mai adaugă condițiile, ca R să aibe semnul lui A și ca $|R|<|B|$, atunci C și R există și sînt în mod unic determinați. Ei se numesc respectiv cîtul și restul împărțirii A/B. Observăm că : $|R|<2^n$ și $|C|<2^n$.

2.2. *Dispozitivul aritmetic.* Algoritmul împărțirii se va descrie în ipoteza, că operația se efectuează în dispozitivul aritmetic al unui calculator electronic. Se presupune, că acest dispozitiv aritmetic cuprinde trei registre, anume : registrul primului operand, notat cu M, registrul acumulator, notat cu S și registrul auxiliar, notat cu I. Se presupune că aceste registre cuprind cîte $n+2$ cifre binare, notate cu indicii $-1, 0, 1, 2, \ldots, n$. Categoriile -1 și 0 conțin în mod normal două cifre semn egale între ele, iar

categoriile 1, 2, ..., n conțin cifrele semnificative ale unui număr. Registrele S și I sînt prevăzute cu facilități de deplasare spre stînga. Prin deplasare lungă stînga se înțelege o deplasare, în cadrul căreia registrele S și I se consideră în prelungire, formînd un singur registru de lungime dublă, astfel că cifra din I_{-1} se introduce în S_n, cifra din S_{-1} se pierde, iar în I_n se introduce zero. Registrului S i s-a atașat un dispozitiv de adunare și scădere, care funcționează după formulele: $(S)+(M)\rightarrow S$ respectiv $(S)-(M)\rightarrow S$, înțelegînd prin (S) numărul conținut în registrul S, analog și (M) și (I).

2.3. *Formularea algoritmului.* Se presupune, că inițial împărțitorul B este cuprins în registrul M. Deîmpărțitul A ocupă cele două registre S și I, anume cele n cifre, mai semnificative ale sale se cuprind în S, celelalte n cifre, mai puțin semnificative, în I. În ambele aceste registre se cuprind cîte două cifre semn, toate egale între ele și aflate în S_{-1}, S_0, I_{-1} și I_0.

În aceste condiții, algoritmul împărțirii se poate formula astfel:

A. Pregătire

1) Deplasare stînga în I cu două poziții binare, astfel ca în I_{n-1} și în I_n să se introducă zero, cifrele semn din I se pierd, deci numărul A, cuprins în S și I apare în prelungire, neîntrerupt de cifrele semn din I.

B. Ciclu

Se repetă de n ori complet, iar a $(n+1)$-a oară numai operația 2), după care se trece la operația 4).

2) Dacă (S) și (M) au același semn: $(S)-(M)\rightarrow S$ și $1\rightarrow I_n$
Dacă (S) și (M) au semne contrare: $(S)+(M)\rightarrow S$ și $0\rightarrow I_n$

3) Deplasare lungă stînga cu o poziție binară.

C. Încheiere

4) Deplasare stînga cu o poziție binară în I, astfel că în I_n se introduce zero, I_{-1} se pierde.

5) Dacă (S) și (M) au același semn: $1\rightarrow I_n$
Dacă (S) și (M) au semne contrare: $0\rightarrow I_n$

6) Proba de depășire a capacității registrului după criteriul: dacă $(I_{-1})\neq(I_0)$, nu a fost depășire, dacă $(I_{-1})=(I_0)$, a fost depășire.

7) $(I_0)\rightarrow I_{-1}$, adică se ignorează prima cifră, cea care s-a obținut la operația 2) a primului ciclu și se consideră (I_0) ca cifră semn corectă.

3. DEMONSTRAȚIE

3.1. Ne propunem să demonstrăm că, indiferent de semnele numerelor A și B, numărul, obținut în I după terminarea algoritmului descris, reprezintă cîtul împărțirii A/B, exprimat în codul complementar, afectat de o

eroare absolută cel mult egală cu 1. De asemenea, numărul obținut în S reprezintă în anumite cazuri restul împărțirii. O discuție ulterioară va permite să precizăm cazurile, în care cîtul apare exact și cele în care el apare cu eroare, de asemenea vom preciza, în care cazuri se obține restul în S și în care nu.

3.2. Observăm în primul rînd, că deoarece A este un număr cu $2n$ cifre semnificative, dintre care jumătatea mai semnificativă se găsește în S, valoarea numerică (M), care intervine în adunarea sau scăderea din operația 2) a primului ciclu, trebuie interpretată ca : $2^n \cdot B$. Datorită deplasării lungi stînga, care urmează, în al doilea ciclu valoarea numerică a lui (M) se va interpreta ca : $2^{n-1} \cdot B$. În general, în cadrul celui de al i-lea ciclu, valoarea numerică a lui (M) se va interpreta ca : $2^{n-i+1} \cdot B$, pentru $i = 1, 2, \ldots, n+1$.

Notăm cu b_{-1}, b_0, $b_1, \ldots, b_{n-1}$ cifrele binare ce se introduc în I_n în decursul operației 2) a ciclurilor și cu b_n cifra introdusă în I_n în cursul operației 5). Fie R_0 rezultatul operației de adunare sau scădere din operația 2) a primului ciclu, R_1 rezultatul analog din al 2-lea ciclu, ... etc ..., R_n rezultatul analog din ultimul ciclu. Se vede atunci, că din enunțul operației 2) rezultă că :

$$R_0 = A + (1 - 2b_{-1}) \cdot B \cdot 2^n$$

$$R_1 = R_0 + (1 - 2b_0) \cdot B \cdot 2^{n-1} = A + B[2^n(1 - 2b_{-1}) + 2^{n-1}(1 - 2b_0)]$$

. . . . . .

$$R_n = A + B[2^n(1 - 2b_{-1}) + 2^{n-1}(1 - 2b_0) + \ldots + 2(1 - 2b_{n-2}) + (1 - 2b_{n-1})]$$

De unde, prin efectuarea calculelor :

$$R_n = A + B\left(2^{n+1} - 1 - 2^{n+1}b_{-1} - \sum_{i=0}^{n} b_i 2^{n-i} + b_n\right).$$

Din această formulă rezultă :

$$\frac{A}{B} = \left(-2^{n+1} + 2^{n+1}b_{-1} + \sum_{i=0}^{n} b_i 2^{n-i}\right) + 1 - b_n + \frac{R_n}{B}. \tag{5}$$

Observăm, că datorită celor n deplasări lungi stînga din algoritmul împărțirii, la terminarea algoritmului avem tocmai :

$$R_n = (S). \tag{6}$$

3.3. Ne propunem acum să demonstrăm, că paranteza din formula (5) reprezintă tocmai valoarea lui (I) în momentul terminării algoritmului, interpretat în codul complementar, și că acest număr are tocmai semnul corect al cîtului A/B. În adevăr dacă A și B au același semn, operația 2) din

primul ciclu a fost o scădere, deci $b_{-1}=1$, iar operația 2) din al doilea ciclu a fost neapărat o adunare, căci din (3) rezultă, că după scăderea din primul ciclu, în S apare un număr de semn contrar lui B, în consecință $b_0=0$. In aceste condiții, paranteza din formula (5) devine: $\sum_{i=0}^{n} b_i 2^{n-i}$, adică, conform (1), tocmai valoarea pozitivă a lui (I). Dacă A și B sînt de semne contrare, operația 2) din primul ciclu este o adunare, deci $b_{-1}=0$. În urma acestei adunări apare în S un număr de semnul lui B, din cauza lui (3), deci operația 2) din al doilea ciclu este în mod necesar o scădere, așa că $b_0=1$. In aceste condiții, paranteza din (5) devine: $-2^{n+1}+\sum_{i=0}^{n} b_i 2^{n-i}$, adică, în conformitate cu (2), tocmai valoarea negativă, atribuită lui (I) în codul complementar. Prin aceasta s-a demonstrat afirmația de la punctul 3.3, demonstrîndu-se cu această ocazie și criteriul de depășire a capacității registrului, amintit la operația (6) a algoritmului.

3.4. Pe baza celor demonstrate la 3.3, formula (5) se poate transcrie în următoarea formă:

$$\frac{A}{B}=(I)+1-b_n+\frac{(S)}{B}, \tag{7}$$

în care (S) și (I) reprezintă conținutul registrelor respective în momentul terminării algoritmului împărțirii. Din compararea formulelor (7) și (4) rezultă afirmația de la punctul 3.1, dacă se mai ține cont și de discuția pe care o vom face acum.

4. DISCUȚIE

4.1. Să demonstrăm în primul rînd, că în privința lui $(S)=R_n$ avem trei cazuri posibile: sau $0<|R_n|<|B|$, sau $R_n=0$, sau $R_n=-|B|$.

In adevăr, operația 2) din toate ciclurile revine, din punct de vedere aritmetic, la o scădere, în sensul că adunarea unor numere de semne contrare este de fapt o scădere. În consecință avem: $|R_0|\leqslant|B|\cdot 2^n$, egalitatea putînd avea loc numai dacă $A=0$. De asemenea, $|R_1|\leqslant|B|\cdot 2^{n-1}$, egalitatea putînd avea loc numai dacă $R_0=0$. Continuînd acest raționament din aproape în aproape, ajungem la concluzia, că dacă în șirul finit $R_0, R_1, \ldots, R_n$, toți termenii sînt diferiți de zero, atunci $0<|R_n|<|B|$. Dacă în acest șir R_n este primul termen nul, avem evident $R_n=0$, iar dacă există un $R_i=0$ cu $i<n$, atunci după legea de formare a lui R_{i+1} obținem:

$$R_{i+1}=-|B|\,2^{n-(i+1)},\ R_{i+2}=-|B|\,2^{n-(i+2)},\ldots,\ R_n=-|B|,$$

ceea ce trebuia demonstrat.

Pe baza celor demonstrate avem de discutat, așadar, trei cazuri.

4.2. *Cazul* $R_n=0$. Acest caz se poate prezenta, numai dacă $A \neq 0$, căci altfel am avea $R_n = -|B|$.

Dacă $B > 0$, avem $b_n = 1$, căci b_n se formează în cadrul operației 5), iar în cadrul acestei operații zero se consideră pozitiv. Înlocuind în formula (7) obținem: $\frac{A}{B} = (I)$, de unde rezultă, că în acest caz cîtul este egal cu (I) și restul (nul) este egal cu (S).

Dacă $B < 0$, operația 5) dă: $b_n = 0$, înlocuind în formula (7) obținem: $\frac{A}{B} = (I) + 1$, de unde rezultă că în acest caz cîtul este egal cu $(I)+1$, deci (I) reprezintă cîtul cu o eroare egală cu -1. Restul (nul) se obține și în acest caz în S.

4.3. *Cazul* $R_n = -|B|$. Acest caz se poate prezenta, ori care ar fi A: pozitiv, negativ, sau nul.

Dacă $B > 0$, avem conform operației 5) $b_n = 0$ și formula (7) devine: $\frac{A}{B} = (I)$, deci cîtul este egal cu (I), dar restul, egal zero, nu se obține în S, căci $(S) = -B$, deci restul este $(S) + B$.

Dacă $B < 0$, avem $b_n = 1$, iar formula (7) dă: $\frac{A}{B} = (I) + 1$, de unde rezultă: cîtul egal $(I)+1$, restul egal zero fiind $(S) - B$.

4.4. *Cazul* $0 < |R_n| < B$. Acest caz se poate prezenta numai dacă $A \neq 0$. În discuție intervine acum și semnul lui A.

Dacă A și B sînt de același semn și R_n este și el de același semn, avem (conform operației 5)): $b_n = 1$, deci formula (7) dă: $\frac{A}{B} = (I) + \frac{(S)}{B}$, care, comparată cu (4), demonstrează că avem cîtul egal (I) și restul egal (S).

Dacă A și B sînt de același semn, iar R_n este de semn contrar, avem $b_n = 0$, iar formula (7) dă: $\frac{A}{B} = (I) + 1 + \frac{(S)}{B}$. Aici (S) nu poate fi considerat rest, căci are semn contrar față de A, de aceea transcriem formula astfel: $\frac{A}{B} = (I) + \frac{B+(S)}{B}$. Cum $|(S)| < |B|$ și (S) și B au semne contrare, urmează că $B+(S)$ are semnul lui B și este în modul $< |B|$, deci cîtul este egal cu (I), restul cu $(S)+B$.

Dacă A și B sînt de semne contrare și R_n are semnul lui A, atunci $b_n = 0$ și avem, după (7): $\frac{A}{B} = (I) + 1 + \frac{(S)}{B}$. Acum cîtul este $(I)+1$ și restul este (S).

Dacă A și B sînt de semne contrare și R_n este de semn contrar cu A, avem $b_n = 1$ și (7) devine: $\frac{A}{B} = (I) + \frac{(S)}{B}$.

Această formulă nu se poate asimila cu (4), căci (S) e de semn contrar cu A, deci scriem: $\frac{A}{B} = (I) + 1 + \frac{(S)-B}{B}$. Acum se vede ușor, că $(S) - B$ are semnul lui A și este în valoare absolută $< |B|$, deci cîtul este $(I)+1$ și restul: $(S) - B$.

4.5. Discuția de mai sus se poate rezuma în tabelul 1.

Tabelul 1

A	B	(S)	Citul =	Restul =	b_n
$A\neq 0$	$B>0$	$(S)=0$	(I)	(S)	1
$A\neq 0$	$B<0$	$(S)=0$	$(I)+1$	(S)	0
A oarecare	$B>0$	$(S)=-\|B\|$	(I)	$(S)+B$	0
A oarecare	$B<0$	$(S)=-\|B\|$	$(I)+1$	$(S)-B$	1
$A>0$	$B>0$	$0<(S)<B$	(I)	(S)	1
$A>0$	$B>0$	$-B<(S)<0$	(I)	$(S)+B$	0
$A<0$	$B>0$	$0<(S)<B$	$(I)+1$	$(S)-B$	1
$A<0$	$B>0$	$-B<(S)<0$	$(I)+1$	(S)	0
$A>0$	$B<0$	$0<(S)<\|B\|$	$(I)+1$	(S)	0
$A>0$	$B<0$	$-\|B\|<(S)<0$	$(I)+1$	$(S)-B$	1
$A<0$	$B<0$	$0<(S)<\|B\|$	(I)	$(S)+B$	0
$A<0$	$B<0$	$-\|B\|<(S)<0$	(I)	(S)	1

A=deîmpărțitul ; — B=împărțitorul ; — (S)=conținutul registrului S în momentul terminării algoritmului ; — (I)=conținutul registrului I în momentul terminării algoritmului ; — b_n=ultima cifră binară a lui (I).

Observăm, că tabelul epuizează toate cazurile posibile, deoarece în cazul $A=0$ avem în mod necesar $(S)=-|B|$.

Mai observăm, că dacă $|B|\leqslant 2^{-n}\cdot|A|$ și, în particular, dacă $B=0$, se semnalizează depășirea capacității registrului.

5. DETERMINAREA CITULUI EXACT ȘI A RESTULUI

Din tabelul 1 se poate deduce în fiecare caz concret valoarea exactă a cîtului și a restului, ținînd cont de faptul, că algoritmul ne conduce la valorile (I) și (S).

O regulă practică, care se poate deduce ușor din tabelă și se aplică în cazul, cînd se necesită cîtul exact și restul, este următoarea : dacă ambii termeni ai împărțirii A/B sînt pozitivi, (I) reprezintă totdeauna cîtul exact, iar dacă $(S)\geqslant 0$, el reprezintă restul corect, iar dacă $(S)<0$, atunci $(S)+B$ este restul corect, (S) și (I) fiind numerele, conținute în registrele respective în momentul terminării împărțirii.

BIBLIOGRAFIE

1. Yaohan Chu, *Digital Computer Design Fundamentals*, New York, Mc Graw-Hill, 1962.
2. Shaw R., Arithmetic operations in a Binary Computer, Rev. Sci. Instr., August 1950.

ОБ АЛГОРИФМЕ ДЕЛЕНИЯ С ДВОЙНОЙ ТОЧНОСТЬЮ ДЛЯ ЧИСЛОВЫХ ЭЛЕКТРОННЫХ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНЫХ МАШИН

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается алгорифм именуемый «без реставрации остатка», в предположении что числа представлены в дополнительном коде и что делимое имеет двойное число двоичных цифр. Доказывается что при этом алгорифме можно получить точное частное и остаток деления, по правилу: если обе части деления A/B положительны, частное от деления всегда точно т.е. без ошибок, а если число остающееся в накапливающем сумматоре после окончания операции положительно, или нуль, то оно является правильным остатком деления, в противном случае остаток получается складывая это число с B.

ÜBER EINEN ALGORITHMUS FÜR DIVISION MIT DOPPELTER WORTLÄNGE, FÜR ZIFFERNRECHENAUTOMATEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In dieser Arbeit wird eine Diskussion des sogenannten „non restoring" Algorithmus der Division gegeben, unter der Voraussetzung, dass die Zahlen im 2-Komplement dargestellt werden, und dass der Dividend eine doppelte Anzahl von Ziffern hat. Es wird bewiesen, dass mit Hilfe dieses Algorithmus der genaue Quotient und der Rest, nach folgender Regel erhalten werden kann: Wenn beide Glieder der Division A/B positive Zahlen sind, dann ist der erhaltene Quotient frei von Rechenungenauigkeiten, und wenn die im Akkumulator zurückbleibende Zahl positiv oder gleich Null ist, dann ist sie gleich mit dem Rest der Division, im entgegengesetzten Fall erhält man den Rest durch Addierung dieser Zahl mit B.

STUDIUL REGIMULUI PERIODIC INTERMITENT CÎND PIERDERILE DEZVOLTATE IN CĂILE DE CURENT VARIAZĂ CU TEMPERATURA

DE

I. SUCIU

O largă serie de elemente electrice au căile de curent intens solicitate termic.

Materialele conductoare utilizate în aceste elemente pot avea coeficientul de temperatură al rezistivității α' relativ mare, ceea ce duce la o creștere considerabilă a rezistivității conductorului cu temperatura și deci la o sporire a pierderilor.

Astfel există unele tipuri de reostate de construcție recentă care utilizează elemente de rezistor executate din tole de ferosiliciu și de asemenea se folosesc elemente de încălzire care utilizează metale pure ca Al, W, Fe, Mo, Ni, Pt, care toate au coeficientul de temperatură relativ mare, cuprins între limitele aproximative $\alpha' = 0{,}0025 \div 0{,}0061$ [grd^{-1}].

Spre deosebire de aceste conductoare la materialele de tipul constantan, nichelină, fecral, kanthal, cromal, etc. care au $\alpha' \approx 0 \div 0{,}0003$ [grd^{-1}], influența asupra rezistivității chiar la temperaturi ridicate este neînsemnată.

În lucrare se studiază solicitarea termică intensă a căilor de curent, care funcționează în regim periodic intermitent (RPI), cînd trebuie să se țină seama de variația cu temperatura a pierderilor dezvoltate prin efect electrocaloric.

1. CURBELE DE INCĂLZIRE ȘI RĂCIRE IN IPOTEZA VARIAȚIEI PIERDERILOR CU TEMPERATURA $P = f(\tau)$.

Considerăm un conductor prin care trece un curent de valoare constantă. Pe măsură ce crește temperatura sporesc pierderile dezvoltate în conductor datorită creșterii rezistenței active. Numai în regim de solicitare termică staționară pierderile dezvoltate prin efect electrocaloric sînt constante.

Se pune problema determinării parametrilor curbelor τ (t) la încălzirea și răcirea căilor de curent, intens solicitate termic, cînd pierderile variază cu temperatura $P=f(\tau)$, în situația că se admit celelalte ipoteze ale teoriei clasice a încălzirii și răcirii adică: transmisivitatea termică prin radiație și convecție $\alpha=$const., temperatura mediului ambiant $\theta_a=$const., căderea de temperatură în masa corpului $\Delta\theta=0$ și conductorul parcurs de curent considerat omogen.

La momentul $t=0$, cînd conductorul fără curent are temperatura mediului de răcire θ_a se conectează circuitul prin care se menține $I=$const. În clipa conectării, pierderile corespunzătoare acestui curent devin $P_a=I^2\cdot R_a$.

Pe durata regimului tranzitoriu a încălzirii pe măsură ce crește supratemperatura τ puterea reală variază cu temperatura:

$$P=f(\tau)=I^2\cdot R(\tau)=I^2R_a\,[1+\alpha'(\theta-\theta_a)]=P_a(1+\alpha'\cdot\tau), \tag{1}$$

și în particular pentru supratemperatura staționară τ_s

$$P_s=P_a(\alpha'\cdot\tau_s) \tag{2}$$

în care a' — coeficientul de temperatură al conductorului [grd^{-1}].

În acest caz ecuația diferențială a bilanțului de căldură devine:

$$P_a(1+\alpha')\,dt=D\cdot\tau dt+C\cdot d\tau, \quad [\mathrm{Ws}] \tag{3}$$

în care $D=\alpha S$, [W · grd^{-1}] și $C=c\cdot M$, [Ws · grd^{-1}]

La regim staționar, cînd $\tau=\tau_s$, $d\tau\to 0$, căpătăm:

$$P_a(1+\alpha'\cdot\tau_s)=D\cdot\tau_s \tag{4}$$

de unde

$$D=\frac{P_a(1+\alpha'\cdot\tau_s}{\tau_s}=\frac{P_s}{\tau_s}. \tag{5}$$

Pierderilor inițiale P_a le corespunde supratemperatura staționară τ_{sa} (sub temperatura critică de 235 [°C]) de aceea parametrul D poate fi exprimat prin

$$D=\frac{P_a}{\tau_{sa}}. \tag{6}$$

Egalînd (5) cu (6) obținem $\tau_s=\tau_{sa}(1+\alpha'\cdot\tau_s)$, deci

$$\tau_s=\tau_{sa}(1-\alpha'\cdot\tau_{sa})^{-1} \tag{7}$$

prin urmare $\tau_s(P_s)>\tau_{sa}(P_a=\text{const.})$.

Substituind pe D din (5), în ecuația (3) obținem ecuația încălzirii conductorului cînd $P=f(\tau)$:

$$\tau=\tau_s(1-e^{-\frac{t}{T_i}}) \tag{8}$$

în care parametrul de timp al încălzirii la $P=f(\tau)$ are expresia [1] :

$$T_l = \frac{C \cdot \tau_s}{P_a} = T_r (1+\alpha' \cdot \tau_s), \quad [s] \tag{9}$$

unde $T_r = \frac{cM}{\alpha \cdot S}$ [s] — constanta de timp termică.

Curba de încălzire la P_a=const. va avea expresia

$$\tau = \tau_{sa}(1 - e^{-\frac{t}{T_r}}) \tag{10}$$

rezultînd

$$\frac{\tau_s}{T_l} = \frac{\tau_{sa}}{T_r} = \operatorname{tg} \psi_0$$

adică curbele exponențiale din (8) și (10) au aceeași tangentă în origine.

Ecuația curbei de răcire a conductorului se obține din (3) anulîndu-se pierderile dezvoltate ($P=0$) :

$$\frac{d\tau}{\tau} = -\frac{D}{C} dt = -\frac{dt}{T_r} \tag{11}$$

$$\tau = \tau_s \cdot e^{-\frac{t}{T_r}} \tag{12}$$

Tratarea de mai sus duce la următoarele concluzii principale necesare studiului regimului periodic intermitent (RPI), cînd pierderile în conductor variază cu temperatura (fig. 1, *c*) : a) funcțiile temporale ale încălzirii și răcirii sînt curbe exponențiale în baza *e* ; b) curba încălzirii la $P=f(\tau)$ (cu parametri τ_s și T_l) grafic este situată deasupra curbei de încălzire la P_a= =const. (cu parametri τ_{sa} și T_r), atingînd valoarea staționară τ_s după o durată mai mare, deoarece $\tau_s > \tau_{sa}$ și $T_l > T_r$; c) mărimea de timp T_l a procesului de încălzire cînd $P=f(\tau)$ se numește parametru de timp, deoarece nu este o mărime constantă ci depinde, spre deosebire de $T_r = C \cdot D^{-1}$, de supratemperatura staționară τ_s și de temperatura mediului ambiant θ_a de la care s-a pornit încălzirea (prin intermediul lui α'), deci depinde de sarcină și de temperatură [1] ; d) curba răcirii conductorului începe de la supratemperatura τ_s și are aceeași constantă de timp termică T_r, ca și curba încălzirii la P_a=const. deci durata procesului tranzitoriu a răcirii va fi mai mică decît cea a procesului tranzitoriu a încălzirii la $P=f(\tau)$, adică $\xi \cdot T_r < \xi \cdot T_l$, în care $\xi = 4 \div 6$.

In fig. 1 se reprezintă curbele exponențiale de încălzire și răcire care stau la baza determinării regimului periodic intermitent în cazurile : a — cînd pierderile nu variază cu temperatura și condițiile de disipare a căldurii în timpul încălzirii și răcirii sînt identice ; b — cînd pierderile nu va-

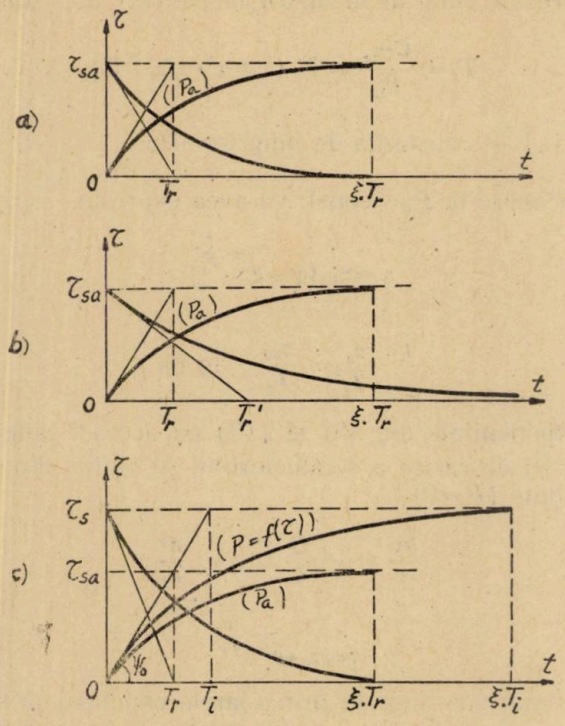


Fig. 1.

riază cu temperatura dar disiparea căldurii este mai eficientă la încălzire (mașini electrice rotative) ; c — cazul studiat în lucrare, cînd pierderile variază cu temperatura și condițiile de disipare a căldurii sînt aceleași.

2. DETERMINAREA SUPRATEMPERATURILOR STAȚIONARE ALE REGIMULUI PERIODIC INTERMITENT CIND PIERDERILE VARIAZĂ CU TEMPERATURA

Pentru cazul $P=f(\tau)$, cînd curbele de încălzire și răcire, care stau la baza regimului periodic intermitent, caracterizat prin t_i, t_r și $t_c=t_i+t_r$ — duratele de funcționare (încălzire), de repaos (răcire) și durata unui ciclu, au constantele de timp diferite se determină următoarele expresii pentru supratemperatura staționară maximă și minimă :

$$\tau_{max}=\frac{1-e^{-\frac{t_i}{T_i}}}{1-e^{-\left(\frac{t_i}{T_r}+\frac{t_i}{T_i}\right)}}\cdot\tau_s=\frac{1-e^{-\frac{t_{i\tau}}{T_r}}}{1-e^{-\frac{t_{i\tau}}{T_r}}}\cdot\tau_s \qquad (13)$$

$$\tau_{min} = \frac{e^{-\frac{t_r}{T_r}} - e^{-\left(\frac{t_r}{T_r}+\frac{t_i}{T_i}\right)}}{1-e^{-\left(\frac{t_r}{T_r}+\frac{t_i}{T_i}\right)}} \cdot \tau_s = \frac{e^{-\frac{t_r}{T_r}} - e^{-\frac{t_{c\tau}}{T_r}}}{1-e^{-\frac{t_{c\tau}}{T_r}}} \cdot \tau_s \qquad (14)$$

în care

$$t_{i\tau} = t_i (1+\alpha' \cdot \tau_s)^{-1} \text{ şi } t_{c\tau} = t_{i\tau} + t_r.$$

Considerînd solicitarea termică a conductorului la $P_a = \text{const.}$, cînd $T_i = T_r$ căpătăm :

$$\tau_{max\,a} = \frac{1-e^{-\frac{t_i}{T_r}}}{1-e^{-\frac{t_c}{T_r}}} \cdot \tau_{sa} \qquad (15)$$

$$\tau_{max\,a} = \frac{e^{-\frac{t_r}{T_r}} - e^{-\frac{t_c}{T_r}}}{1-e^{-\frac{t_c}{T_r}}} \cdot \tau_{sa} \qquad (16)$$

rezultînd $\tau_{max} > \tau_{max\,a}$ şi $\tau_{min} > \tau_{min\,a}$.

Ţinîndu-se seama de variaţia pierderilor cu temperatura supratemperaturile staţionare maxime şi minime la RPI vor creşte cu atît mai mult cu cît solicitarea termică este mai activă, creşterile supratemperaturilor fiind date de relaţiile :

$$\left.\begin{aligned} \Delta\tau_{max} &= \tau_{max} - \tau_{max\,a} \\ \Delta\tau_{min} &= \tau_{min} - \tau_{min\,a} \end{aligned}\right\} \qquad (17)$$

iar diferenţele de încălzire care caracterizează gradul de ondulare al RPI satisfac inegalitatea :

$$(\tau_{max} - \tau_{min}) > (\tau_{max\,a} - \tau_{min\,a}). \qquad (18)$$

3. DETERMINAREA PARAMETRULUI DE TIMP T_p A REGIMULUI PERIODIC INTERMITENT, CIND $P = f(\tau)$.

Parametrul T_p aparţine curbei exponenţiale dusă prin punctele 2, 4, 6, ... ale curbei solicitării termice la RPI corespunzătoare momentelor începerii ciclurilor acestui regim (fig. 1). Această curbă exponenţială are ecuaţia

$$\tau = \tau_{min} (1 - e^{-\frac{t}{T_p}}). \qquad (19)$$

Pentru aflarea lui T_p scriem valoarea supratemperaturii pentru punctul 2 al curbei RPI și egalînd-o cu (19) pentru $t=t_c$, rezultă :

$$\tau_2=\tau_s\left(e^{-\frac{t_r}{T_r}}-e^{-\frac{t_{c\tau}}{T_r}}\right)=\tau_{min}\left(1-e^{-\frac{t_{c\tau}}{T_r}}\right)=\tau_{min}\left(1-e^{-\frac{t_c}{T_p}}\right)$$

de unde

$$T_p=\frac{t_c}{t_{c\tau}}\cdot T_r. \tag{20}$$

sau

$$T_p=\frac{t_c}{t_{c\tau}(1+\alpha'\cdot\tau_s)}\cdot T_l \tag{21}$$

deci

$$T_r<T_p<T_l. \tag{22}$$

Deasemenea putem scrie $\frac{\tau_{min}}{T_p}=\frac{\tau_{min\,a}}{T_r}=\operatorname{tg}\psi_{0p}$.

4. DETERMINAREA FACTORULUI DE SUPRAINCĂRCARE k_τ AL REGIMULUI PERIODIC INTERMITENT

Considerînd supratemperatura maximă la funcționarea intermitentă $\tau_{max\,k}$, egală cu supratemperatura staționară τ_s la puterea de durată P_s se poate obține ca în regim intermitent puterea admisibilă să fie de k_τ ori mai mare decît puterea în regim de durată. In (13) egalînd

$$\tau_{max}=\tau_{max\,k}=\tau_s(P_s) \quad \text{și} \quad \tau_s=\tau_{sk}=(P_{sk})$$

$$k_\tau=\frac{P_{sk}}{P_s}\left(\frac{1-e^{-\frac{t_{c\tau}}{T_r}}}{1-e^{-\frac{t_{i\tau}}{T_r}}}\right)_{\tau_s=\tau_{sk}} \tag{23}$$

în care P_{sk} — puterea admisibilă în regim intermitent, și $\tau_s=\tau_{sk}$ în expresiile $t_{c\tau}$ și $t_{i\tau}$.

Ținînd cont că $P_{sk}=I_{k\tau}^2\cdot R(\tau_{sk})$ și $P_s=I^2\cdot R(\tau_s)$, din (23) obținem curentul admisibil în RPI :

$$I_{k\tau}=I\left[\frac{(1+\alpha'\cdot\tau_s)}{(1+\alpha'\cdot\tau_{sk})}\cdot\frac{(1-e^{-\frac{t_{c\tau}}{T_r}})}{(1-e^{-\frac{t_{i\tau}}{T_r}})}\right]^{0,5} \tag{24}$$

în care $R(\tau_{sk})=R_a(1+\alpha'\cdot\tau_{sk})$, iar $\tau_{sk}=P_{sk}\cdot D^{-1}=\tau_s\cdot k_\tau$, în ipoteza că se mențin aceleași condiții de răcire.

În cazul cînd nu se ține seama de creșterea pierderilor cu temperatura $T_l = T_r$; $P_{ak} = I_k^2 \cdot R_a$ și $P_a = I^2 \cdot R_a$ factorul de supraîncărcare în ipoteza $\tau_{max\,a} = \tau_{sa}$ devine egal cu :

$$k = \frac{P_{ak}}{P_a} = \frac{1 - e^{-\frac{t_c}{T_r}}}{1 - e^{-\frac{t_l}{T_r}}} \tag{25}$$

și

$$I_k = I \left[\frac{1 - e^{-\frac{t_c}{T_r}}}{1 - e^{-\frac{t_l}{T_r}}} \right]^{0,5} \tag{26}$$

rezultînd

$$k_\tau > k. \tag{27}$$

Exemplu : Pentru un reostat cu elementele din tablă silicioasă se dau valorile mărimilor : $\alpha' = 0{,}00358$ [°C^{-1}] ; $\tau_s = 280$ [°C] $T_r = C \cdot D^{-1} = 84$ [s] ; $t_l = 24$ [s] și $t_r = 36$ [s]. Din formulele stabilite mai sus determinăm următoarele mărimi : $(1 + \alpha' \cdot \tau_s) = 2$; $T_l = 168$ [s] ; $\tau_{sa} = 140$ [°C] ; $t_c = 60$ [s] ; $t_{l\tau} = 12$ [s] ; $t_{c\tau} = 48$ [s] ; $\tau_{max} = 86{,}8$ [°C] ; $\tau_{min} = 56{,}5$ [°C] ; $\tau_{max\,a} = 68{,}2$ [°C] ; $\tau_{min\,a} = 44{,}7$ [°C] ; $\Delta\tau_{max} = 18{,}6$ [°C] (valoarea maximă a supratemperaturii crescînd cu 27,3%) : $\Delta\tau_{min} = 11{,}8$ [°C] (valoarea minimă a supratemperaturii crescînd cu 26,4%) ; $T_p = 105$ [°C] (verificîndu-se relația (22)). Pe baza acestor valori s-au trasat grafic curbele din fig. 2.

5. CONCLUZII

Din studiul efectuat se constată că în cazul căilor de curent executate din materiale cu coeficient de temperatură al rezistivității relativ mare neglijarea variației cu temperatura a pierderilor duce la erori importante în aprecierea solicitării termice intense a aparatelor care funcționează la regim periodic intermitent. Pe baza relațiilor stabilite se pot formula cîteva concluzii principale :

1. La solicitări termice intense parametrul de timp T_l poate atinge valori mari comparativ cu constanta de timp termică $T_r = C \cdot D^{-1}$ fiind determinat de valorile mărimilor τ_s și α'.

2. Regimul staționar al RPI cînd $P = f(\tau)$ se atinge mai tîrziu decît în cazul RPI cînd $P = P_a = \text{const.}$ (vezi parametrul de timp $T_p > T_r$) și la o valoare mai ridicată a supratemperaturilor, conform $\tau_{max} > \tau_{max\,a}$ și $\tau_{min} > \tau_{min\,a}$.

3. Eroarea care se face prin neglijarea variației cu temperatura a pierderilor se ilustrează prin valorile relativ mari ale diferențelor de temperatură $\Delta\tau_{max}$ și $\Delta\tau_{min}$ și prin satisfacerea inegalității (18).

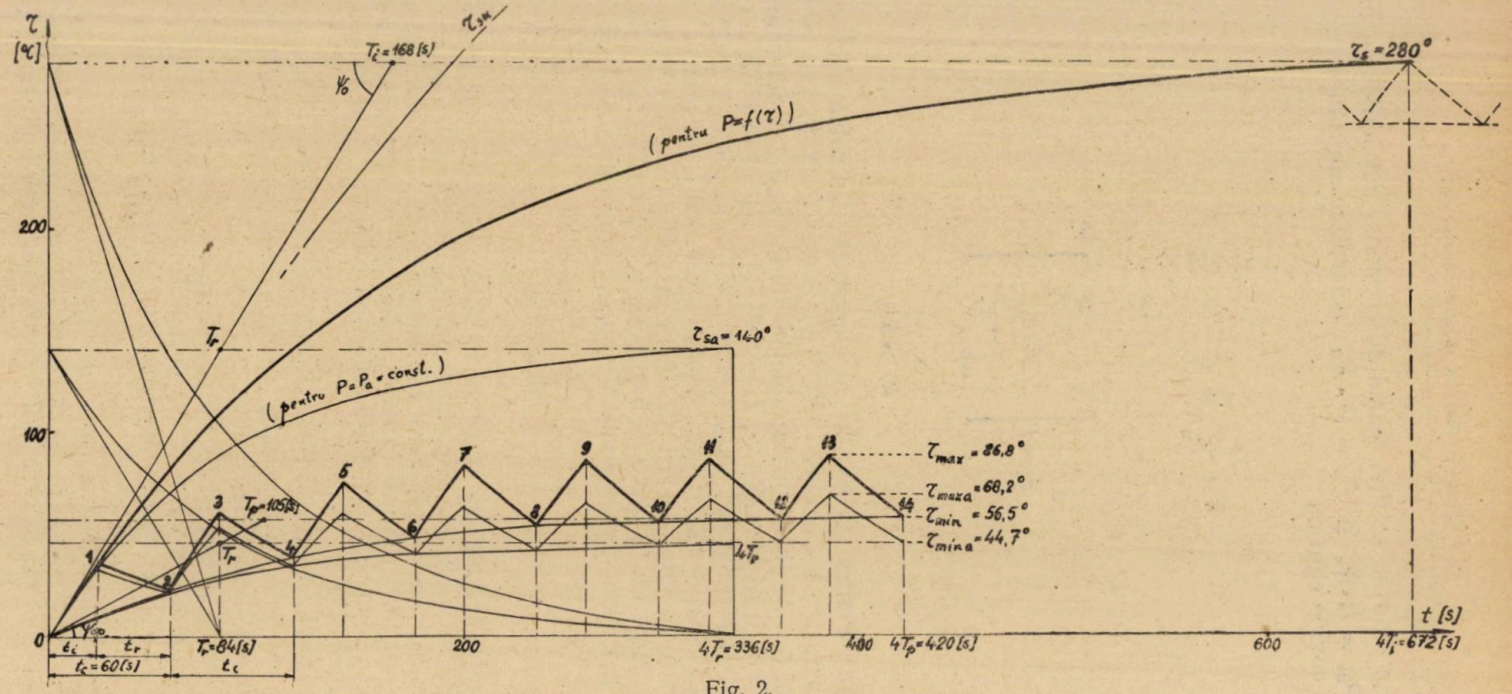

τ [°C]
T_i = 168 [s]
τ_{sa}
τ_s = 280°
(pentru P = f(τ))
200
T_r
τ_{sa} = 140°
(pentru P = P_a = const.)
100
τ_{max} = 86,8°
τ_{maxa} = 68,2°
τ_{min} = 56,5°
τ_{mina} = 44,7°
T_p = 105 [s]
$4T_p$
t [s]
0
t_i
t_r
T_r = 84 [s]
t_c = 60 [s]
t_c
200
$4T_r$ = 336 [s]
400
$4T_p$ = 420 [s]
600
$4T_i$ = 672 [s]

Fig. 2.

4. Între factorii de supraîncărcare ai regimului periodic intermitent la $P=f(\tau)$ și $P=P_a=$const. întotdeauna avem inegalitatea $k_\tau > k$.

Aceste concluzii obținute din studiul calitativ și cantitativ al regimului periodic intermitent, în cazul căilor de curent intens solicitate termic, duc la concluzia finală că parametri curbelor care caracterizează încălzirea, cînd $P=f(\tau)$, diferă considerabil față de cazul cînd pierderile se consideră invariabile cu temperatura.

BIBLIOGRAFIE

1. Gotter G., *Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen*, Springer-Verlag, Berlin (Göttingen), Heidelberg, 1954.
2. Kaspar F., Dvojkovy v elektrotechnice Stáni Nakladatelstvi Technické Literatury, Praha 2, Spálena 51.

ИЗУЧЕНИЕ ПЕРИОДИЧЕСКОГО ПРЕРЫВИСТОГО РЕЖИМА В КОТОРОМ ПОТЕРИ В ТОКОПРОВОДАХ ИЗМЕНЯЮТСЯ С ТЕМПЕРАТУРОЙ

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается с термической точки зрения, периодический режим токопроводов находящихся под высокой термической нагрузкой, когда их удельное сопротивление значительно растет с температурой, приводя к увеличению потерь благодаря электротепловому эффекту.

Качественный и количественный анализ этого режима приводит к выводу, что полученные результаты термического изучения, когда потери изменяются с температурой, значительно отличаются от случая режима основывающегося на классической теории в которой потери считаются постоянными.

ETUDE DU REGIME PERIODIQUE INTERMITENT DANS LE CAS OÙ LES PERTES DÉVELOPPÉES DANS LES CONDUITS DE COURANT VARIENT AVEC LA TEMPÉRATURE

(RÉSUMÉ)

On y étudie le régime périodique intermittent des conduits de courant, fortement sollicités du p.d.v. calorique dans le cas où la résistivité de ces conduits augmente considérablement avec la température, en provoquant un agrandissement des pertes dévelopées par effet électro-calorifique.

L'analyse qualitative et quantitative de ce régime mène á la conclusion que les résultats abtenus de l'étude thermique, lorsque les pertes varient avec la temperature diffèrent essentiellement par rapport au régime traité ayant comme fondement les hypothèses classique, lorsque, on considère les pertes invariables.

VOLTMETRE CIFRICE PENTRU TENSIUNI ALTERNATIVE FOARTE INALTE, PE BAZA EFECTULUI POCKELS *

DE

E. POP

Într-o lucrare anterioară [1] s-a studiat posibilitatea de a utiliza efectul Pockels, pentru construirea unui traductor analog-cod, care să poată fi conectat direct la înalta tensiune și s-a stabilit pe această bază, schema de principiu a unui voltmetru cifric de curent continuu. Traductorul fucționează în felul următor (fig. 1). Lumina monocromatică dată de sursa *1*, devine

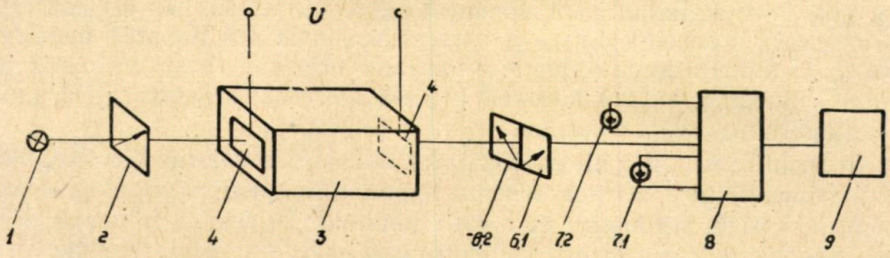


Fig. 1.

liniar polarizată prin trecerea prin polaroidul *2*. Cristalul feroelectric *3* devine optic activ, sub influența tensiunii de măsurat U aplicată la bornele *4* și prin urmare, lumina care-l traversează se transformă din liniar polarizată în eliptic polarizată funcție de valoarea tensiunii aplicate, prin apariția unui defazaj φ, între cele două raze, cu planurile de polarizare perpendiculare, în care se descompune lumina incidentă [2]. Pentru o anumită valoare a tensiunii, $U_{\lambda/2}$, lumina devine din nou liniar polarizată, însă cu planul de vibrație perpendicular pe cel al luminii incidente. La variația tensiunii în orice

*) Lucrarea a fost prezentată la Sesiunea științifică a cadrelor didactice din Institutul Politehnic Timișoara la data de 19 martie 1966.

sens fenomenele se repetă periodic. Doi polaroizi plasați la ieșire, *6.1* și *6.2*, cu direcțiile de vibrație perpendiculare, fac ca iluminarea fotoelementelor *7.1* și *7.2* să varieze, în funcție de tensiunea aplicată, ca în fig. 2.

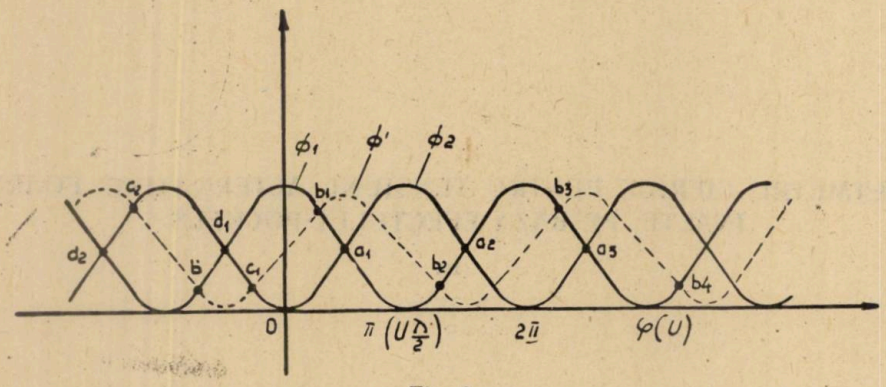


Fig. 2.

Cu Φ_1, s-a notat fluxul prin polaroidul *6.1* iar cu Φ_2, cel prin polaroidul *6.2*. Prin scheme electrice corespunzătoare se pot obține impulsuri la $\Phi_1=0$, $\Phi_2=0$ sau $\Phi_1=\Phi_2$. Pentru măsurători sînt de preferat impulsurile generate la $\Phi_1=\Phi_2$, care se observă că se obțin la modificări ale tensiunii egale cu $U_{\lambda/2}$, indiferent de faptul dacă tensiunea crește sau scade. Din această cauză este necesară o schemă logică *8*, care să comande funcționarea numărătorului *9*, în funcție de ce valoare a tensiunii urmează să se măsoare : momentană, maximă, etc. În lucrarea [1] s-a prezentat schema logică pentru un voltmetru de curent continuu.

În cazul tensiunilor alternative, prezintă interes valorile efective, medii sau maxime. Pentru acestea schema logică *8*, nu mai poate avea aceeași structură ca și la voltmetrul de curent continuu. În cele ce urmează se vor prezenta scheme logice pentru voltmetre care măsoară valori maxime, structura lor principială rămînînd cea din fig. 1.

1. VOLTMETRU PENTRU TENSIUNI SINUSOIDALE

În cazul măsurării tensiunilor sinusoidale, schema logică de comandă a numărătorului este foarte simplă. Este suficient de exemplu, ca impulsurile date de un discriminator Schmitt la $\Phi_1=\Phi_2$ să fie lăsate să treacă la un numărător, periodic, cîte o jumătate de perioadă. În acest scop se poate utiliza schema din fig. 3. Discriminatorul Schmitt *1* produce impulsurile care trebuiesc numărate de către numărătorul simplu *3*. Circuitul „SI" *2* permite trecerea lor numai într-o jumătate de perioadă, fiind comandat de tensiunea rectangulară dată de formatorul *4* alimentat de la o tensiune auxiliară de aceeași frecvență cu cea de măsurat. De la formatorul *4*, printr-un

circuit de diferențiere *5*, se obțin impulsuri de polarități diferite, la fiecare jumătate de perioadă. Impulsurile pozitive sînt folosite pentru punerea numărătorului în poziția de zero. În acest mod, în momentul în care se deschide „SI" *2*, numărătorul *3* este pus la zero și începe să înregistreze. La

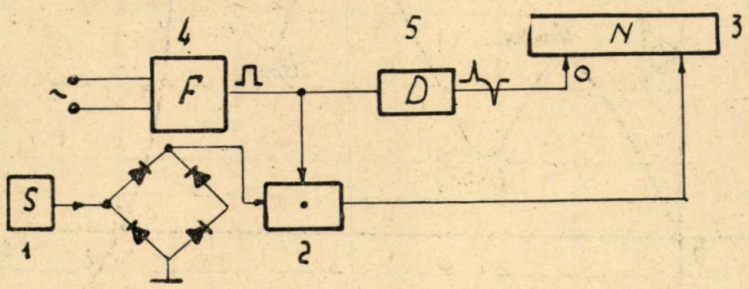


Fig. 3.

sfîrșitul acestei semiperioade „SI" *2* se închide, deci rezultatul numărării rămîne nemodificat în următoarea semiperioadă. Din cauza vitezei mari cu care se produce numărarea, pe ecran se va vedea practic numai rezultatul final. Schema nu necesită o punere inițială în poziția de zero. Deoarece se înregistrează impulsurile obținute într-o jumătate de perioadă, fără să se țină cont dacă sînt produse de o creștere sau scădere a tensiunii măsurate, adică corespunzătoare unei variații totale egale cu $2U_{max}$, fiecărui impuls trebuie să i se atribuie valoarea $\frac{U_{\lambda/2}}{2}$.

Impulsurile date de *S* trebuiesc redresate pentru că sînt de ambele polarități, tensiunea de comandă a discriminatorului schimbîndu-și semnul în punctele în care $\Phi_1 = \Phi_2$.

În cazul în care tensiunea de măsurat nu mai este sinusoidală, ținînd cont că în fond se înregistrează variația totală a tensiunii, măsurarea poate să nu mai fie corectă dacă tensiunea prezintă mai multe extreme într-o semiperioadă, cum se arată în fig. 4.

Variația tensiunii, în intervalul în care „SI" *2* este deschis, presupunînd că acesta coincide cu semiperioada pozitivă a tensiunii, este :

$$\Delta U = U_{max\,1} - (U_{max\,1} - U_{min\,1}) + (U_{max} - U_{min\,1}) + (U_{max} - U_{min\,2}) + \\ + (U_{max\,2} - U_{min\,2}) + U_{max\,2} = \\ = 2U_{max} - 2(U_{max\,1} - U_{min\,1}) + 2(U_{max\,2} - U_{min\,2})$$

și prin urmare nu poate servi la măsurarea valorii maxime a tensiunii, U_{max}, decît dacă diferențele $U_{max1} - U_{min1}$, $U_{max2} - U_{min2}$ nu produc impulsuri adică :

$$\begin{aligned} U_{max1} - U_{min1} &< U_{\lambda/2} \\ U_{max2} - U_{min2} &< U_{\lambda/2} \end{aligned} \qquad (1)$$

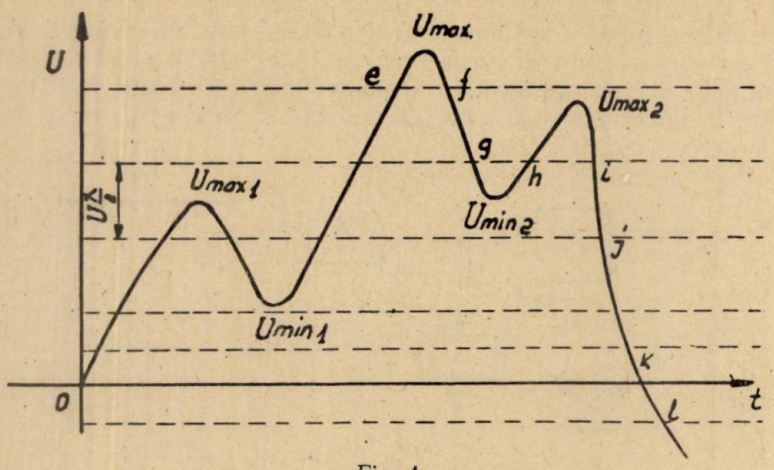


Fig. 4.

De aici rezultă că schema din fig. 3 poate servi și la măsurarea valorii maxime a unor tensiuni nesinusoidale dacă sînt îndeplinite condițiile (1), ceea ce reprezintă un caz destul de frecvent.

2. VOLTMETRU PENTRU TENSIUNI NESINUSOIDALE

Pentru măsurarea valorii maxime a unor tensiuni de o formă oarecare, este necesar să se asigure numărarea numai a impulsurilor obținute la variația tensiunii într-un anumit sens și numai după depășirea valorii anterior înregistrate.

Pentru aceasta e necesar ca un numărător reversibil N_r, să fie astfel comandat încît să urmărească valoarea momentană a tensiunii de măsurat iar un numărător simplu N, cel care va indica valoarea maximă a tensiunii, să fie acționat numai în cazul în care conținutul numărătorului reversibil crește și este egal cu cel al lui N, adică $[N_r]=[N]$.

Pentru a se putea comanda numărărtorul reversibil, sînt necesare elemente care să sesizeze sensul de variație al tensiunii de măsurat, în funcție de care N_r să adune sau să scadă. O posibilitate care conduce la o schemă logică foarte simplă este redată în fig. 5, unde se observă că, față de elementele cuprinse în fig. 1, s-au introdus în plus : o lamă sfert de undă *5* (produce un defazaj suplimentar între raza ordinară și cea extraordinară de $\frac{\pi}{2}$) , un polaroid *6.3* și un element fotoelectric *7.3*, cu schema corespunzătoare. Ca urmare, fluxul luminos Φ' va prezenta variația din fig. 2. Se pot obține în acest fel serii de impulsuri la $\Phi_1=\Phi_2$, $\Phi'=\Phi_1$, $\Phi'=\Phi_2$ care pot fi utilizate la determinarea sensului de variație a tensiunii de măsurat.

Discriminatoarele Schmitt vor fi comandate de diferențele dintre tensiunile u_1, u_2, u', produse prin intermediul fluxurilor Φ_1, Φ_2, Φ'. In punctele în care fluxurile respective devin egale, aceste diferențe δu, își schimbă semnul.

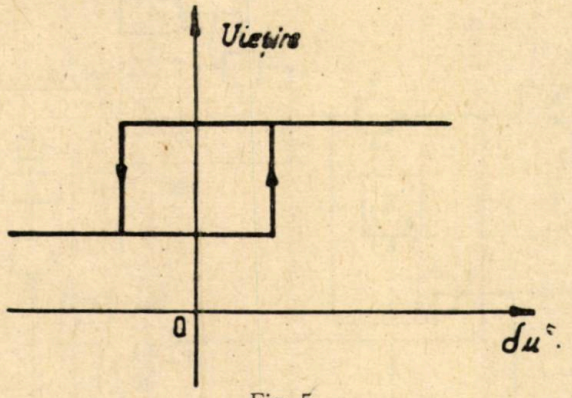


Fig. 5.

Ținînd cont că discriminatorul Schmitt are un anumit prag inferior și unul superior, el trece dintr-o stare în alta, numai după ce tensiunea de comandă δu și-a schimbat semnul, depășind valoarea O cu o anumită valoare (fig. 6). Acest lucru prezintă avantajul că după ce discriminatorul a basculat, la inversarea sensului de variație a tensiunii, după depășirea pra-

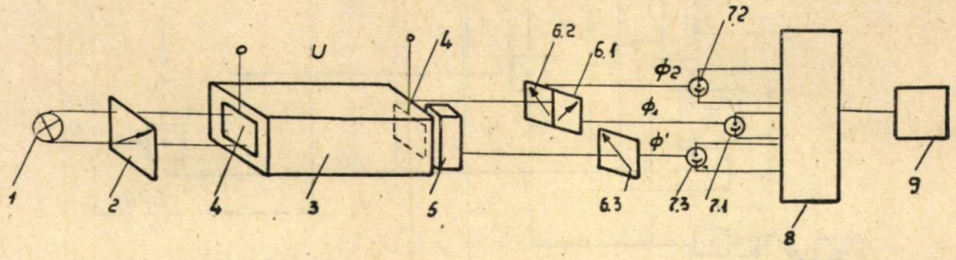


Fig. 6.

gului, discriminatorul basculează din nou. Dacă tensiunea variază într-un singur sens atunci rebascularea are loc numai după depășirea punctului următor în care fluxurile sînt din nou egale, pentru că numai atunci are loc o schimbare a sensului tensiunii de comandă. Dacă tensiunea de comandă a discriminatorului ar fi redresată atunci rebascularea ar avea loc după depășirea pragului, la variația tensiunii în oricare din sensuri, ceea ce ar conduce la complicarea schemei logice pentru determinarea acestor sensuri.

In fig. 7 este reprezentată schema logică a voltmetrului pentru tensiuni nesinusoidale.

Discriminatoarele Schmitt S_3, S_1, S_2 sînt comandate respectiv de tensiunile u_1—u_2, u'—u_1, u'—u_2. Prin urmare S_3 produce impulsuri în punctele a_1, a_2 ... sau d_1, d_2 ... după cum tensiunea de măsurat este pozitivă

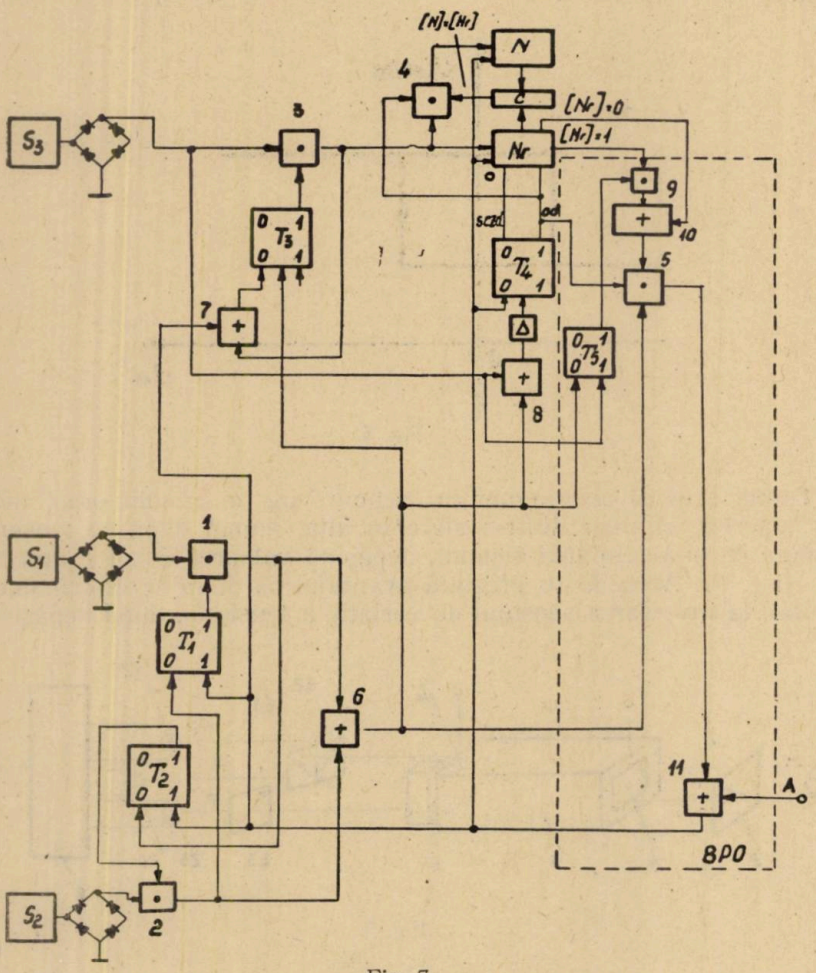


Fig. 7.

sau negativă. Dintre impulsurile produse de S_1 contează numai cele obținute în alternanța pozitivă, adică în punctele b_1, b_2 ..., pentru că în alternanța negativă circuitul „SI" *1* este blocat și deci impulsurile date de S_1 nu pot pătrunde în schemă. Similar, în alternanța negativă vor acționa impulsurile date de S_2 în c_1, c_2 ... .

Starea inițială a elementelor schemei, înainte de conectarea voltmetrului la tensiunea de măsurat, se stabilește prin aplicarea unei tensiuni la borna *A* care aduce numărătoarele N_r și N, precum și triggerele T_3 și T_4 în poziția *O* iar pe T_1 și T_2 în poziția *I*.

Dacă presupunem că în momentul conectării tensiunea de măsurat este pozitivă, primul discriminator care funcționează este S_1. Impulsul dat de S_1 trece prin „SI"*1*, basculează pe T_2 și prin aceasta blochează pe „SI"*2*, care rămîne în această stare pînă la o nouă punere la *O*. Deci în tot acest interval impulsurile date de S_2 nu acționează în schemă. Impulsul dat de S_1 mai trece prin „SAU"*6*, basculează pe T_3 în poziția *1*, deschizînd în acest fel poarta „SI"*3* și de asemenea prin „SAU"*8* și elementul de întîrziere Δ trece pe T_4 în poziția în care comandă adunarea la numărătorul N . Impulsul dat de S_1 mai ajunge și la poarta „SI"*5*, dar aceasta este blocată prin faptul că datorită întîrzierii Δ, T_4 este, în momentul în care impulsul ajunge la „SI"*5*, încă în poziția de scădere. Dacă tensiunea crește în continuare, S_1 nu mai basculează decît în b_2. Anterior însă va funcționa S_3, producînd un impuls care trece prin „SI"*3* și „SI"*4* și deci, este adunat simultan de cele două numărătoare N_r și N. În același timp are loc și bascularea lui T_3 astfel încît oscilațiile tensiunii de măsurat în jurul lui a_1 (similar la a_2, a_n), care vor produce impulsuri la S_3, nu vor fi înregistrate de numărătoare, deblocarea lui „SI"*3* putînd fi efectuată numai de S_1 sau S_2. Impulsul dat de S_3 mai trece și prin „SAU"*8* schimbînd starea lui T_4. Deoarece starea anterioară a lui T_4 este *1* (comandînd adunarea) la un număr impar de basculari a lui S_3, T_4 rămîne pe scădere iar la un număr par pe adunare. Numărul impar se obține atunci cînd ultimul sens de variație a tensiunii de măsurat este de creștere. Prin urmare, atunci cînd se ajunge în b_2 fenomenele se petrec exact ca și în b_1, permițîndu-se înregistrarea următorului impuls dat de S_3. Funcționarea continuă similar atîta timp cît tensiunea crește. Dacă tensiunea începe să scadă, aceasta se poate întîmpla numai în două situații : după funcționarea lui S_3 sau după funcționarea lui S_1. În primul caz la revenirea în punctul în care $u_1 - u_2 = 0$ rebasculează S_3 dar „SI"*3* fiind blocat, impulsul nu este numărat. Această funcționare este corectă pentru că la aceeași valoare a tensiunii de măsurat trebuie să se obțină aceeași indicație indiferent de modul de variație a tensiunii. De exemplu dacă se consideră fenomenele din jurul valorii maxime, u_{max}, (fig. 4) atunci în *e*, S_3 a produs un impuls care a fost înregistrat. În punctul *f*, S_3 produce din nou un impuls care însă nu e permis să modifice conținutul lui N_r, deoarece valoarea tensiunii în *f* este egală cu cea din *e*. Dacă tensiunea începe să scadă după ce a funcționat S_1, întîi are loc o rebasculare a lui S_1 care trece pe T_4 pe scădere și blochează pe „SI"*3* prin T_3. Prin urmare impulsul următor dat de S_3 nu poate trece la numărător, ca și în cazul precedent, deci corect, în schimb trece pe T_4 pe adunare. În punctul *b* (fig. 2) următor se deblochează „SI"*3*, T_4 se trece pe scădere și deci la o nouă funcționare a lui S_3 (punctul *g* fig. 4), tensiunea scăzînd în continuare, impulsul este scăzut, simultan cu blocarea lui „SI"*3* și trecerea lui T_4 pe adunare. De acum funcționarea se repetă identic atîta timp cît tensiunea scade. La o schimbare din nou a sensului de variație a tensiunii fenomenele se petrec similar. Prin urmare N_r indică valoarea momentană a tensiunii de măsurat.

O problemă deosebită ridică punerea la zero a instalației. În punctul *k* (fig. 4) N_r indică corect *1*. Tensiunea scăzînd în continuare de abea în *l*, conținutul lui N_r se va anula, ceea ce este incorect. Între *k* și *l* trebuie să aibă loc o punere la zero. Acestui scop îi servește blocul de punere la zero

— BPO. In punctul k (fig. 4) care corespunde lui a_1 în fig. 2, S_3 face ca indicația lui N_r să devină 1, deci $[N_r]=1$, trece pe T_5 în poziția *1*, deci „SI"*9* produce la ieșire un semnal care prin „SAU"*10* ajunge la „SI"*5*. Intrucît în k se ajunge prin scăderea tensiunii, impulsul dat de S_3 trece pe T_4 pe adunare, astfel încît impulsul furnizat de S_1 în b_1 poate trece prin „SI"*5* la „SAU"*11* și pune toată instalația la zero. Introducerea lui T_5 cu „SI"*9* este necesară pentru cazul în care tensiunea de măsurat revine la zero după ce a înregistrat un singur impuls și a depășit punctul b_2 (fig. 2). In acest moment $[N_r]=1$ și T_4 este în poziția de adunare, deci la revenire S_1 producînd un nou impuls, dacă T_5 nu ar exista, instalația ar fi pusă la zero, evident incorect. T_5 face însă ca „SI"*9* să fie blocat pînă cînd nu apare un impuls dat de S_3, ceea ce se întîmplă numai în a_1.

Punerea la zero se mai face și în cazul în care $[N_r]=0$ și apare un impuls repetat S_1. Intr-adevăr în b_1, T_4 este trecut pe adunare deci la scăderea tensiunii, la revenirea în b_1, impulsul dat de S_1 poate trece prin „SI"*5* și pune la zero instalația. Acest lucru este necesar pentru a debloca pe T_2 în eventualitatea trecerii tensiunii în alternanța negativă cînd trebuie să acționeze impulsurile date de S_2, similar, cum au acționat în alternanța pozitivă cele date de S_1. In alternanța negativă nu pot fi utilizate impulsurile date de S_1, deoarece primul impuls se obține în b', deci după ce S_3 a funcționat în d_1, fără ca N_r să fi înregistrat, din această cauză, impulsul.

In fig. 7 se observă că numărătorul N înregistrează impulsurile numai cînd este comandată adunarea, deci numai la creștere, în valoare absolută a tensiunii de măsurat și dacă $[N_r]=[N]$, adică numai dacă s-a atins din nou valoarea anterior măsurată. Valoarea maximă a tensiunii măsurate rămîne înregistrată în numărătorul N pînă la punerea la zero, deci un sfert de perioadă.

Deoarece se înregistrează impulsurile corespunzătoare unei variații egale cu U_{max}, fiecărui impuls trebuie să i se atribuie valoarea $U_{\lambda/2}$, însă, pentru că primul impuls apare la $\frac{U_{\lambda/2}}{2}$ (punctul a_1 fig. 2), eroarea de măsurare este de $\pm\frac{U_{\lambda/2}}{2}$,

BIBLIOGRAFIE

1. Pop E., Voltmetru cifric pentru tensiuni continue foarte înalte, pe baza efecutlui Pockels Bul. șt. și tehnic al Institutului politehnic Timișoara, Tom 12 (26) 1967. Fasc. Seria 2.
2. Kanzig W., *Ferroelectrics and Antiferroelectrics* (trad. limba rusă) I. I. L. Moscv 1960.

ЦИФРОВЫЕ ВОЛЬТМЕТРЫ ДЛЯ ПЕРЕМЕННЫХ ОЧЕНЬ ВЫСОКИХ НАПРЯЖЕНИЙ, ОСНОВАННЫЕ НА ЭФФЕКТЕ ПОКЭЛСА

(РЕЗЮМЕ)

В работе даются две схемы для цифровых волтметров, основанных на эффекте Покэлса, одна для практически синусоидальных напряжений, а другая для явно несинусоидальных напряжений. Обе схемы делают возможным измерение максимальных значений напряжения приложенного к ферроэлектрическому кристалу.

POCKELS-EFFEKT-DIGITAL-VOLTMETER FÜR HÖCHSTWECHSELSPANNUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit umfasst zwei Schaltbilder für digitale Voltmeter, die sich auf das Pockels Effekt stützen. Ein Schaltbild ist für praktisch sinnusförmige Spannungen, das andere für stark nicht sinusförmige Spannungen. Beide erlauben das Messen der Höchstwerte der bei einem ferroelektrischen Kristall angewandten Spannung.

SENSIBILITATEA MAXIMĂ A PUNȚILOR DE CURENT CONTINUU IN REGIM DE AMORTIZARE CRITICĂ A INDICATORULUI *)

DE

E. POP, A. SOCENEANȚU

Dimensionarea punților, adică alegerea valorilor rezistențelor din brațe precum și a galvanometrului, se face pe baza condiției obținerii sensibilității maxime față de curent, dacă se dispune de galvanometre de diferite tipuri constructive, față de putere, cînd se folosesc galvanometre de același tip, sau față de tensiune cînd indicatorul se poate considera cu rezistență infinită [1], [2], [3], [4].

Satisfacerea condițiilor rezultate din această analiză, în mod obișnuit, nu conduce și la realizarea regimului critic de amortizare pentru galvanometru pentru că de această condiție suplimentară nu se ține cont la determinarea valorilor rezistențelor din punte. De aceea, după alegerea rezistențelor din punctul de vedere al sensibilității maxime, se modifică rezistența din diagonala indicatoare pentru satisfacerea și a acestei cerințe [3]. Evident că în acest fel nu se mai obține sensibilitatea maximă. Tratarea corectă a problemei sensibilității punților în cazul în care se impune și realizarea regimului critic de amortizare pentru galvanometru se poate face numai ținînd cont că această nouă condiție introduce în plus o funcție de legătură între rezsitențele punții și deci necesită aplicarea altor metode pentru determinarea maximului.

Intr-o lucrare anterioară [5] s-au determinat condițiile de sensibilitate maximă a punții în regim de amortizare critică a galvanometrului, pentru cazul cel mai general, cînd toate rezistențele pot să obțină ori ce valoare. In practică intervin însă anumite limitări care reprezintă noi condiții de care trebuie să se țină seama la determinarea maximului sensibilității.

---

*) Lucrarea a fost prezentată la sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. la data de 19 martie 1966.

I. SENSIBILITATEA MAXIMĂ LA CURENT DE ALIMENTARE A PUNȚII DAT

În acest caz utilizînd notațiile din fig. 1 și rapoartele

$$n=\frac{R_3}{R_x},\quad m=\frac{R_2}{R_x},\quad p=\frac{R_5}{R_x}$$

se obține pentru sensibilitatea punții expresia

$$S=I\cdot S_I\cdot\frac{m\cdot n}{R_x(1+m)[p(1+n)+n(1+m)]} \tag{1}$$

S_I reprezentînd sensibilitatea de curent a galvanometrului.

Rezistența exterioară a galvanometrului este după cum se știe

$$R_{ext}=\frac{(R_x+R_2)(R_3+R_4)}{R_x+R_2+R_3+R_4}=R_x\frac{n}{1+n}\cdot(1+m).$$

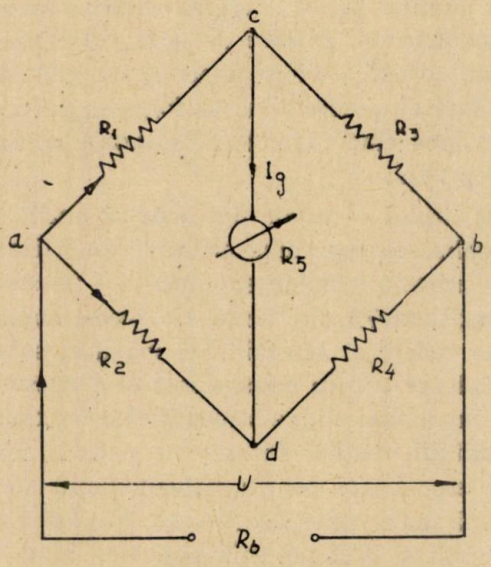


Fig. 1.

Din condiția de amortizare critică rezultă că rezistențele din punte trebuie să mai satisfacă relația

$$R_5+R_{ext}=R_K \tag{2}$$

unde prin R_K s-a notat rezistența critică a galvanometrului utilizat. Prin urmare, notînd

$$b=\frac{R_K}{R_x}$$

rezultă din (2) condiția suplimentară

$$b-\frac{1+m}{1+n}n-p=0 \tag{3}$$

cu care expresia sensibilității devine

$$S=I\cdot S_I\frac{m\cdot n}{bR_x(1+m)(1+n)} \tag{4}$$

sau

$$S=I\cdot S_u\frac{m\cdot n}{(1+n)(1+m)} \tag{5}$$

deoarece $\frac{S_I}{bR_x}=S_u$ este sensibilitatea de tensiune a galvanometrului.

În cazul în care m, n, p, pot lua orice valori s-a arătat în [5] că maximul de sensibilitate rezultă pentru

$$m=\infty,\ n=\infty \text{ şi } p=-\infty.$$

În realitate aceste valori nu pot fi realizate, dar rezultă concluzia că este de dorit ca rezistența diagonalei indicatoare să fie cît mai mică. Apare deci evident cazul cînd în diagonală se găsește numai galvanometrul, fără rezistențe adăugate în serie cum se recomandă uneori [3] pentru a obține amortizarea critică. Prin urmare rezistența diagonalei indicatoare după alegerea galvanometrului trebuie considerată constantă și egală cu cea a galvanometrului.

a) **Cazul p=constant**

Pentru calculul sensibilității maxime în acest caz, trebuie să ținem cont că prin relația (3), m și n nu mai sînt independente, și deci determinarea condițiilor de maxim se poate face de exemplu prin utilizarea metodei multiplicatorilor lui Lagrange. În acest scop se introduce funcția

$$F=S+\lambda\left(b-\frac{1+m}{1+n}n-p\right)$$

și se rezolvă sistemul

$$\frac{\partial F}{\partial m}=IS_u\cdot\frac{n}{(1+n)}\cdot\frac{1}{(1+m)^2}-\lambda\frac{n}{1+n}=0$$

$$\frac{\partial F}{\partial n}=IS_u\cdot\frac{m}{1+m}\cdot\frac{1}{(1+n)^2}-\lambda\frac{1+m}{(1+n)^2}=0$$

$$b-\frac{n}{1+n}(1+m)-p=0.$$

Se obține:

$$m=1,\quad n=\frac{b-p}{2-(b-p)}. \tag{6}$$

Cu care sensibilitatea devine

$$S_{max}=IS_u\cdot\frac{1}{4}(b-p).$$

De aici rezultă precizarea că în scopul creșterii lui S_{max} valoarea lui p se recomandă să satisfacă condiția

$$\frac{p}{b} \ll 1 ; \quad \left(\frac{R_5}{R_K} \ll 1\right).$$

Din (6) mai rezultă că pentru ca n să fie pozitiv trebuie ca

$$b - p < 2 \tag{7}$$

adică

$$R_{ek} < 2R_x$$

(R_{ek} este rezistența critică exterioară a galvanometrului). Relația (7) reprezintă o condiție restrictivă pentru alegerea galvanometrului.

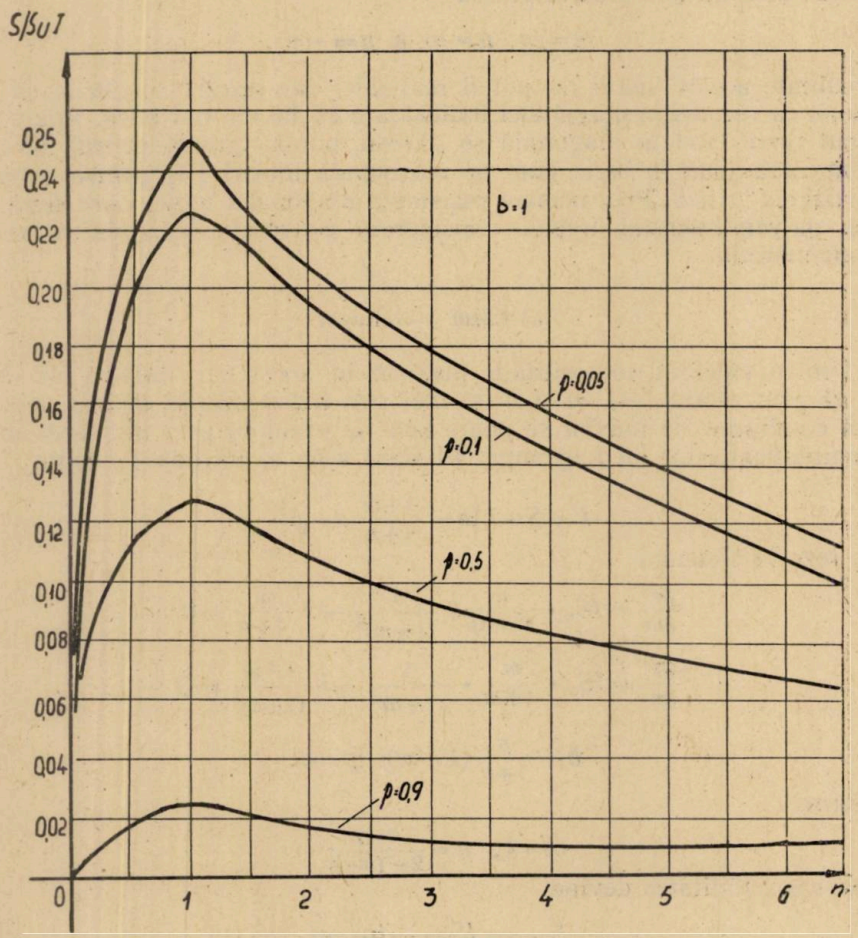


Fig. 2.

În fig. 2 este reprezentată dependența sensibilității de n și p pentru $b=1$. Pentru valori mai mici ale lui p se observă că maximul este foarte pronunțat. Rezultă de asemenea importanța deosebită ca p să fie mic. De aici apare ideia de a studia dacă nu cumva sensibilitatea schemei poate fi mărită prin șuntarea galvanometrului. Prin această operație rezultă două acțiuni contradictorii : o micșorare a rezistenței diagonale indicatoare și pe această cale o creștere a sensibilității punții, și o micșorare a curentului

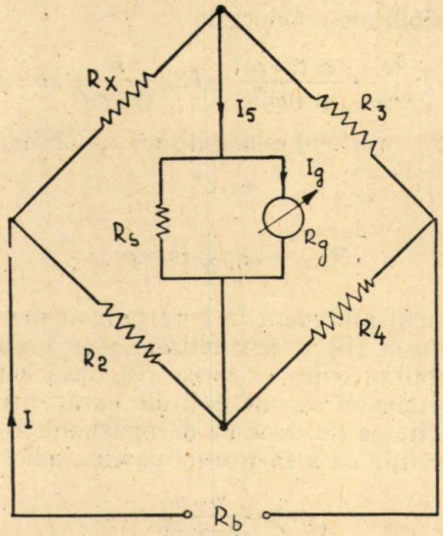


Fig. 3.

prin galvanometru, față de curentul total din diagonală, deci o scădere a sensibilității, fără a se putea aprecia simplu care efect este mai pronunțat. Cu notațiile din fig. 3, curentul prin galvanometru obține expresia

$$I_g = I\frac{R_g}{R_g+R_s}\cdot\frac{R_1R_4-R_2R_3}{\left(R_3+R_4+\dfrac{R_sR_g}{R_s+R_g}\right)(R_1+R_2+)\dfrac{R_gR_s}{R_g+R_s}(R_3+R_4)}$$

și deci sensibilitatea punții devine

$$S=IS_I\cdot\frac{1}{R_x(1+m)}\cdot\frac{mns}{(1+m)n(p+s)+p\cdot s(1+n)}$$

unde s-au notat cu m și n aceleași rapoarte ca și anterior iar s și p sînt :

$$S=\frac{R_s}{R_x}\quad\text{și}\quad p=\frac{R_g}{R_x}\cdot$$

Rezistența exterioară a galvanometrului în acest caz se obține din

$$\frac{1}{R_{ext}}=\frac{1}{R_x+R_2}+\frac{1}{R_3+R_4}+\frac{1}{R_s}$$

și deci condiția de amortizare critică va deveni

$$b=\frac{ns(1+m)}{s(1+n)+n(1+m)}+p.$$

Din această ultimă relație se obține pentru s expresia

$$s=n\frac{(1+m)(b-p)}{n(1+m)-(b-p)(1+n)} \tag{8}$$

care înlocuită în sensibilitate conduce la

$$S=I\frac{S_I}{bR_x}\cdot\frac{m(b-p)}{(1+m)^2}=IS_u\frac{m}{(1+m)^2}(b-p). \tag{9}$$

Se observă imediat că maximul sensibilității se obține pentru

$$m=1$$

și are valoarea

$$S_{max}=IS_u\frac{1}{4}(b-p)$$

deci exact ca și în cazul precedent în care galvanometrul nu a fost șuntat. De fapt dacă în expresia (5) a sensibilității s-ar fi eliminat n cu ajutorul relației (3) s-ar fi obținut chiar expresia (9), deci șuntarea nu are nici o influență asupra dependenței sensibilității de parametrii punții.

Deoarece sensibilitatea nu depinde de rezistență R_s, alegerea lui n este limitată numai de condiția ca s să rezulte pozitiv, adică

$$n>\frac{b-p}{2-b-p}.$$

După ce n a fost ales, s rezultă din relația (8). Această soluție, de a obține amortizarea critică prin șuntarea galvanometrului, prezintă avantajul că permite să se aleagă rezistențele R_3 și R_4 din alte considerente, de exemplu ele pot fi păstrate constante pentru o gamă întreagă de măsurători, de fiecare dată nefiind necesară decît modificarea rezistenței R_s pentru a se obține regimul critic.

Prin urmare din punctul de vedere al sensibilității schemei este indiferent dacă regimul de amortizare critic se realizează prin micșorarea rezistențelor punții sau prin șuntarea galvanometrului.

b) **Cazul n=constant**

Aplicînd aceeași metodă ca în cazul precedent, se rezolvă sistemul

$$\frac{\partial F}{\partial I_m}=IS_u\frac{n}{1+n}\cdot\frac{1}{(1+m)^2}-\lambda\frac{n}{1+n}=0$$

$$\frac{\partial F}{\partial p}=-\lambda=0$$

$$b-\frac{n}{1+n}(1+m)-p=0$$

obținîndu-se drept condiții de sensibilitate maximă

$$m=\infty \quad p=-\infty.$$

In realitate întotdeauna p este mai mare decît 0 și deci este necesară îndeplinirea condiției restrictive

$$m<\frac{n+1}{n}b-1.$$

Sensibilitatea punții, prin eliminarea lui m cu ajutorul condiției de amortizare critică, obține, expresia

$$S=IS_u\frac{n}{n+1}\left(1-\frac{1}{1+n}\cdot\frac{1}{b-p}\right)$$

care în cazul satisfacerii condițiilor de maxim devine

$$S_{max}=SI_u\frac{n}{1+n}.$$

c) **Cazul m=constant**

Printr-o procedură similară se stabilesc condițiile de maxim

$$n=\infty \quad p=b-m-1.$$

Pentru ca p să fie pozitiv trebuie ca

$$b>m+1.$$

Sensibilitatea maximă va fi

$$S_{max}=IS_u\frac{m}{1+m}.$$

Intrucît condiția $n=\infty$ nu poate fi satisfăcută, sensibilitatea va avea expresia (9).

II. SENSIBILITATEA MAXIMA, LA TENSIUNE DE ALIMENTARE A PUNȚII DATA

In acest caz lucrurile se prezintă mult mai simplu deoarece după cum s-a arătat [5], sensibilitatea are expresia

$$S=US_u\frac{1}{R_x}\cdot\frac{n}{(1+n)^2} \qquad (10)$$

deci depinde numai de n, avînd maximul pentru $n=1$.

Intrucît între parametrii m și p există o singură relație de legătură dată de condiția de amortizare critică (3), li se mai poate impune încă o condiție arbitrară (de exemplu m=ct sau p=ct) care poate fi satisfăcută fără a modifica maximul sensibilității.

In cazul în care se impune lui n o anumită valoare prin aceasta se fixează și valoarea sensibilității conform relației (10).

III. REZULTATE EXPERIMENTALE

Pentru a se verifica concluziile desprinse din prezenta lucrare s-au efectuat determinări de sensibilitate pentru toate cazurile discutate, inclusiv pentru puntea cu galvanometrul șuntat. Toate rezultatele experimentale coincid întrutotul cu cele teoretice.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Fischer, E.u.M. 1930 H 48, p. 1060.
2. I. Krönert, *Messbrücken und Kompensatoren*. R. Oldenburg 1935.
3. W. Schverdtfeger, *Elektrische Messtechnik*. C. Winter, 1937 vol 1.
4. K. B. Karandeev, *Metodî Elektriceskih izmerenii*. G.E.I. Moskova 1952.
5. Eugen Pop, Sever Crișan, Asupra calculului punților simple de curent continuu. Buletinul științific și tehnic al Institutului politehnic Timișoara Tom 2 (16) Fascicola 1, 1957.

МАКСИМАЛЬНАЯ ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТЬ МОСТОВ ПОСТОЯННОГО ТОКА В РЕЖИМЕ КРИТИЧЕСКОЙ АМОРТИЗАЦИИ ИНДИКАТОРА

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучаются условия получения максимальной чувствительности моста в режиме критической амортизации индикаторного гальванометра. Выявляются некоторые частные случаи, чаще всего встречающиеся в практике. Среди них особый интерес представляет то, что для данного гальванометра ($p=ct$), получается та-же чувствительност, независимо от того осуществляется ли затухание сопротивлениями моста или шунтированием гальванометра, при постоянном токе питания моста.

Все теоретические результаты были проверены экспериментально и получено полное совпадение данных.

HÖCHSTWERCK DER ENZINDLICHKEIT DER GLEICHSTROM-MESSBRUKEN MIT KRITISCH GEDÄMPFTEN GALWANOMETER

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit untersucht die Bedingungen unter welchen die maximale Sensibilität einer Brücke, im kritischen Dämpfungsbetrieb eines anzeigenden Galvanometers, erhalten werden kann. Einige, in praktischen Anwendungen häufiger vorkommende, besondere Fälle werden hervorgehoben. Sehr interessant ist die Tatsache, dass bei einem bestimmten Galvanometer (p=Kost.) die gleiche Sensibilität erhalten wird, wenn die kritische Dämpfung mit den Widerständen der Brücke erhalten wird oder durch die Nebenschliessung des Galvanometers, bei konstantem Speisestrom der Brücke. Sämtliche theoretische Ergebnisse wurden experimentell geprüft und eine vollständige Übereinstimmung wurde erhalten.

SCHEMA LOGICĂ PRIVIND ATAȘAREA UNEI MEMORII CU BANDA MAGNETICĂ LA UN CALCULATOR

DE

V. POP

1. INTRODUCERE

Memoria cu bandă magnetică este folosită de obicei în calculatoarele electronice ca memorie exterioară. In acest caz legătura între dispozitivul de comandă și dispozitivul aritmetic al calculatorului cu memoria cu bandă se face indirect prin intermediul memoriei principale iar transferul de date între cele două memorii sub formă de blocuri de cuvinte [4]. Prin aceasta se poate folosi capacitatea de memorizare foarte mare a acestui tip de memorie, fără a influența negativ modul de lucru al calculatorului prin faptul că timpul de acces al memoriei cu bandă este relativ lung.

Pentru mărirea capacității de memorare a calculatorului ZRA 1 s-a ales o memorie exterioară cu bandă magnetică avînd în vedere economicitatea mare a acesteia [1].

2. CARACTERISTICI GENERALE

In proiectarea schemei s-a ținut cont de particularitățile constructive ale calcultorului amintit. Acest calculator este de tipul serie, cu elemente logice construite din toruri de ferită și diode cu germaniu [3].

Legătura unității de memorie cu calculatorul se prezintă simplificat în figura 1. Procesele de scriere și citire a benzii magnetice sînt comandate prin subprograme. Introducerea comenzilor prioritare permite continuarea prelucrării programului principal de calcul în timpul căutării adresei blocului dorit de pe banda magnetică. Acest program este întrerupt numai în momentul îndeplinirii condiției de prioritate („coincidență" în acest caz). După aceasta calculatorul prelucrează programul prioritar, adecă subprogramul de lucru cu banda magnetică. Conținutul registrului de apel al numărului (RAN) și al registrului de apel al instrucției (RAI) sînt trecute în momentul întreruperii în registrele RAN* și RAI* pentru a putea continua apoi programul principal din locul undte a fost întrerupt [1], [2]. Pen-

tru înscrierea datelor se utilizează o bandă magnetică de tipul CS, de 6,35 mm lățime. Inregistrarea impulsurilor se face pe patru piste după o metodă cu întoarcere la 0 [5]. Două piste sînt prevăzute pentru memorarea în serie a cuvintelor. Pe una din ele se înregistrează cuvîntul de memorat iar pe cealaltă negația lui. Ultimele două piste sînt rezervate pentru marcarea

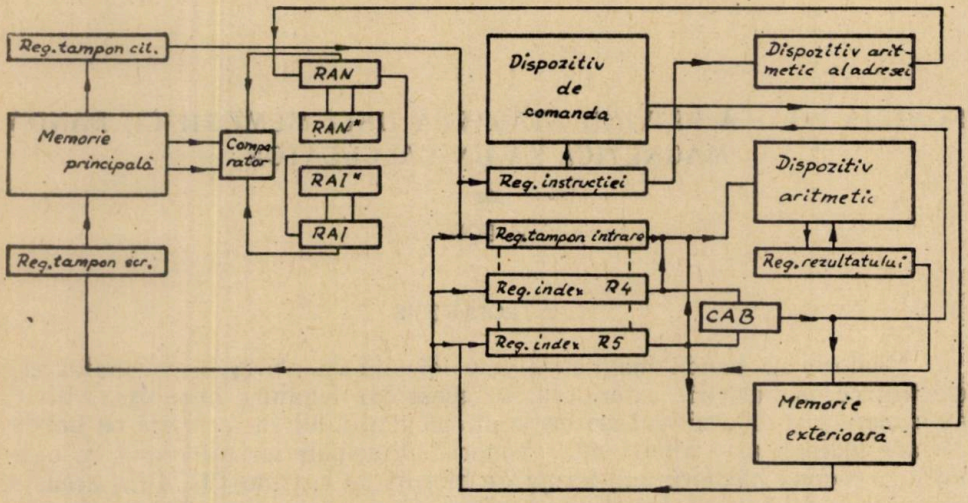


Fig. 1.

sfîrșitului cuvîntului, respectiv începutul blocului de cuvinte. Sfîrșitul blocului nu este marcat printr-o marcă specială care să întrerupă automat procesul de transfer al datelor. Prin aceasta se dă posibilitatea programatorului de a citi numai parțial anumite blocuri de cuvinte.

3. CĂUTAREA ADRESEI BLOCULUI

Compararea adresei blocului citită de pe bandă cu adresa căutată se face automat în comparatorul adresei blocului (CAB) înainte de începerea operației de scriere sau citire a benzii magnetice. Adresa căutată este adusă în registrul index R4 iar adresa citită de pe bandă se află în registrul R5, care se folosește în timpul lucrului cu memoria exterioară ca registru tampon de scriere și citire. In comparator, figura 2, se compară fiecare cifră din registrul R5, notată în general cu $c\,5\,n$ cu cifra aceluiași rang din registrul R4, notată cu $c\,4\,n$. La sfîrșitul cuvîntului odată cu sosirea mărcii de sfîrșit de cuvînt (SC), comparatorul trebuie să dea în cazul cînd cele două adrese sînt egale un semnal C (coincidență) iar în cazul cînd adresa citită de pe bandă e mai mare decît cea căutată un semnal DI (derulează banda înapoi). Semnalul C apare deci numai cînd pînă la sosirea mărcii de sfîrșit de cuvînt nu a fost niciodată cifra adresei citite mai mare decît a

celei căutate sau invers, adică funcția r_{2n} (relația 2) a fost în fiecare tact *) pînă la sfîrșitul cuvîntului O. Condiția apariției semnalului C este dată pentru un cuvînt de 48 biți de relația :

$$C=(SC)\sum_{n=1}^{48}\bar{r}_{2n} \tag{1}$$

$$r_{2n}=c5n\cdot\overline{c4}n+c4\cdot\overline{c5}n. \tag{2}$$

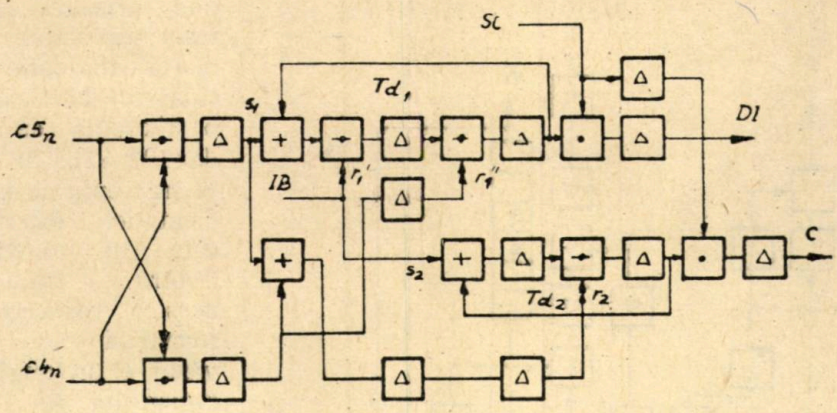


Fig. 2.

Condiția apariției la sfîrșitul cuvîntului a semnalului DI poate fi scrisă în cazul începerii comparării cu cifra cea mai puțin semnificativă sub forma :

$$DI=SC\cdot\sum_{n=1}^{48}\left(s_{1n}\prod_{i=n+1}^{48}\bar{r}_{1i}\right) \tag{3}$$

unde

$$s_{1n}=c5n\cdot\overline{c4}n \tag{4}$$

iar

$$r_{1i}=c4i\cdot\overline{c5}i. \tag{5}$$

Pe baza acestor relații se obține schema comparatorului din figura 2.

4. SCRIEREA BENZII MAGNETICE

Se presupune o bandă goală pe care se scrie primul bloc. Prin instrucția „scrie banda" se pornește derulatorul. Calculatorul prelucrează în continuare subprogramul de scriere a benzii magnetice. Se scrie adresa blocu-

*) Un tact este compus din două faze. Intervalul de timp între intrarea a două cifre succesive în comparator este în acest caz de două ori timpul corespunzător întîrzierii.

lui urmînd apoi după o pauză de 10 cuvinte, timp în care se pregătește la citire întreruperea programului principal, scrierea în serie a cuvintelor din memoria principală pe bandă. Cuvîntul care urmează să fie scris este adus cu ajutorul subprogramului de scriere a benzii magnetice din memoria principală prin registrul tampon de intrare și registrul rezultatului în registrul R5, de unde urmează să fie transferat spre memoria exterioară. Calculatorul lucrează cu o frecvență de tact de 100 kHz în timp ce frecvența de tact a memoriei exterioare este de 4,18 kHz. Pentru efectuarea acestei reduceri de frecvență s-a prevăzut o prelungire a registrului R5 (figura 3) care realizează transferul în fiecare ciclu a doi biți ai cuvîntului de memorat prin ieșirile i_1 și i_2. Acești doi biți sînt înscriși în serie pe banda magnetică pe pista *1* iar negația lor pe pista *2*. Ieșirile i_1 și i_2 sînt deschise la fiecare sfîrșit de ciclu prin impulsul i^* care sosește odată cu fiecare al 48-lea impuls de tact. Pe tot timpul transferului drumul *a* este blocat iar drumul *b*

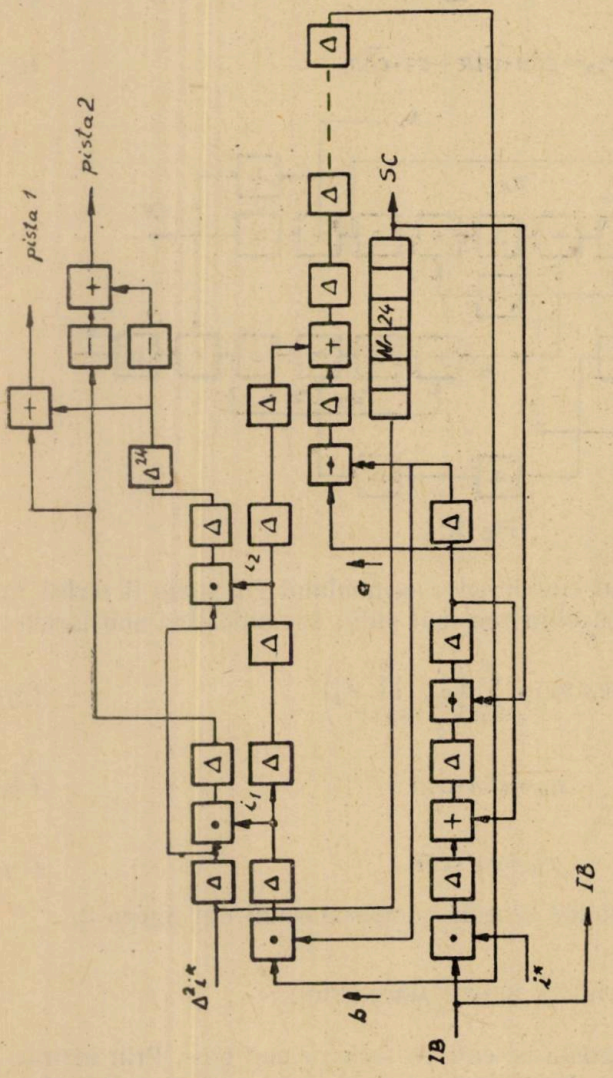


Fig. 3.

deschis. După 24 de impulsuri i^* numărătorul Nr. 24 închide prelungirea stabilind iarăși lungirea normală a registrului R5. În acest timp s-a înscris întreg cuvîntul pe bandă. Impulsul de sfîrșit de cuvînt dat de numărător se înregistrează pe pista a treia. Marca de sfîrșit de cuvînt și marca de în-

ceput de bloc înregistrată pe pista a patra înainte de înscrierea adresei blocului sînt necesare pentru comanda procesului de citire a benzii. După fiecare bloc se lasă spațiu liber pentru frînarea și accelerarea benzii.

5. CITIREA BENZII MAGNETICE

Pentru citirea benzii magnetice se utilizează un subprogram special [1]. Printr-o instrucție citește banda se pornește derulatorul. Sistemul de capete magnetice citește după un timp în care banda a ajuns la viteza nominală de 76,5 cm/sec. toate cele patru piste. La citirea mărcii de început de bloc se începe procesul de citire propriu zis. Impulsurile citite se introduc într-un registru de deplasare cu 4 ranguri (fig. 4) unde are loc o deplasare a conținutului în fiecare tact al benzii. Tactul se obține prin legarea disjunctivă a amplificatoarelor de pe pista *1* și 2. După patru tacte numărate de numărătorul Nr. 4 conținutul registrului de deplasare este transferat după o prealabilă sincronizare în calculator. Cei patru biți ai cuvîntului sînt in-

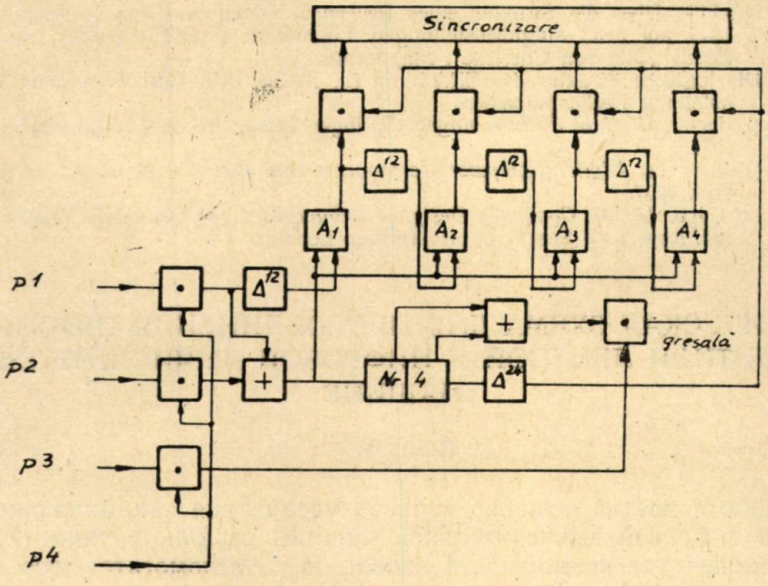


Fig. 4.

trodușI într-o prelungire a registrului R5 unde are loc fenomenul invers față de scriere. Citirea semnalului SC indică sfîrșitul cuvîntului. După primul cuvînt citit, care reprezintă adresa, el declanșează comparatorul. În continuare cauzează transferul conținutului registrului R5 prin RR spre memoria principală. La citire se transferă simultan în registrul R5 patru biți nu numai doi ca și la scriere pentru a mări intervalul de timp între două transferuri, deci implicit siguranța în funcționare.

Sfîrşitul blocului este recunoscut prin marcarea prin program a ultimului cuvînt. Blocurile cu care se lucrează pot fi de lungime variabilă.

Datorită faptului că în fiecare tact al benzii se înscrie un impuls, fie pe prima pistă fie pe pista complementară (a doua) nu e nevoie de o pistă specială de tact. Prin aceasta se face posibilă controlarea printr-un control al parităţii dezvoltat atît a informaţiei citite cît şi a tactului însuşi. La apariţia unei greşeli se dă o comandă prioritară care întrerupe subprogramul de citire a benzii şi se trece la un program de corectură. Derulatorul este oprit la sfîrşitul şi începutul benzii printr-un releu fotoelectronic, care intră în acţiune şi la ruperea benzii.

La reprezentarea elementelor logice cu miezuri magnetice s-a adoptat sistemul folosit în [6].

BIBLIOGRAFIE

1. V. Pop, Uber die Erweiterung der Speicherkapazität eines programmgesteuerten Ziffernrechenautomaten. Lucrare de dizertaţie. Şcoala tehnică superioară „Otto von Guericke", Magdeburg.
2. F. Stuchlik, Uber die Struktur eines Rechenautomaten und ihre Änderung in Hinblick auf neue Aufgabenstellungen. Lucrare de dizertaţie Şcoala tehnică superioară „Otto von Guericke", Magdeburg.
3. * * * Die logische Struktur des ZRA 1. Partea I—IV. VEB Carl Zeiss Jena Vertriebsabteilung Rechenautomaten
4. A. P. Speiser, *Digitale Rechenanlagen.* Springer Verlag Berlin (Göttingen) Heidelberg 1961.
5. R. K. Richards, *Digital Computer Components and Circuits.* D. Van Nostrand, New York 1957.
6. Yaohan Chu, *Digital Computer Design Fundamentals.* Mc Graw-Hill Book Company, Inc. New York San Francisco-Toronto London.

ЛОГИЧЕСКАЯ СХЕМА ДЛЯ ПРИСОЕДИНЕНИЯ ПЯМЯТИ С МАГНИТНОЙ ЛЕНТНОЙ К ЦИФРОВОЙ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ МАШИНЕ

(РЕЗЮМЕ)

В работе дается решение вопроса увеличения запоминающей способности цифровой вычислительной машины серийного типа (ZRA 1), путем обеспечения возможности использовать вспомогательную память с магнитной лентой.

Управляющее и арифметическое устройство вычислительной машины работают с дополнительной памятью лишь косвенно, через главную память. Передача информаций между вычислительной машиной и памятью с магнитной лентой управляется подпрограммами.

Для устранения непроизводительной затраты времени работы вычислительной машины, поиски блока данных на ленте, были автоматизированны. Введение условий приоритета позволяет продольжать расчеты до нахождения адреса.

DIE LOGISCHE SCHALTUNG FÜR DEN ANSCHLUSS EINES MAGNETBANDSPEICHERS AN EINEN ZIFFERNRECHENAUTOMATEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit befaßt sich mit der Erweiterung der Speicherkapazität eines Rechenautomaten (ZRA 1) durch den Anschluß eines Magnetbandspeichers. Das Rechen- und Leitwerk arbeiten nur indirekt, über den Hauptspeicher, mit dem Bandspeicher. Die Übertragungsvorgänge zwischen Automaten und Magnetbandspeicher werden automatisiert, um möglichst wenig unproduktive Rechenzeit zu verursachen. Der Einsatz der Vorrangsteuerung gestattet die Nutzrechnung während der Adressensuche fortzusetzen.

CONTRIBUȚIE LA SINTEZA UNEI SCHEME LOGICE DIN DISPOZITIVUL DE COMANDĂ AL UNUI CALCULATOR NUMERIC *

DE

AL. ROGOJAN

1. INTRODUCERE

In lucrările [1] [2] N. G. Bruievici a tratat problema sintezei schemelor logice din care este alcătuit dispozitivul de comandă al unui calculator numeric, de tip paralel. Autorul prezentei lucrări a reluat rezultatele obținute de Bruievici, le-a sistematizat și dezvoltat într-o tratare mai amplă, din care, în cele de mai jos, se prezintă un aspect.

Considerăm că pentru a ajunge la sinteza schemei dorite trebuie să se treacă prin următoarele faze: 1. Descrierea verbală a proceselor pe care trebuie să le efectueze schema. 2. Reluarea acestei descrieri într-un mod foarte concis și precis așa fel încît pe baza noii descrieri să se poată scrie ecuațiile logice. Această fază ar putea fi efectuată și prin alcătuirea tabelelor de adevăr. Tot în cadrul acestei faze se scriu ecuațiile logice și se face reducerea corespunzătoare a lor. 3. Sinteza schemei căutate.

Aceste faze vor fi parcurse în cele ce urmează. Aici vom elabora o parte a schemei dispozitivului de comandă a dispozitivului aritmetic.

2. DESCRIEREA FUNCȚIONĂRII DISPOZITIVULUI DE COMANDĂ A DISPOZITIVULUI ARITMETIC

Această descriere reprezintă prima fază. Dispozitivul aritmetic (*DA*), în chestiune, aparține unui calculator numeric paralel. Dispozitivul de comandă a dispozitivului aritmetic (*DC a DA*) este un dispozitiv de comandă local. El organizează îndeplinirea operațiilor de către *DA* trimițînd impulsuri la șinele de comandă a acestuia din urmă. Pentru aceasta el trebuie să primească din dispozitivul de comandă al calculatorului (*DC a C*): semnale de potențial (q_s), care arată ce operație se execută; semnalul de începere a funcționării *DA*; codul ce reprezintă numărul pașilor de deplasare cînd

*) Lucrarea a fost comunicată la sesiunea științifică din domeniul calculatoarelor electronice și al automaticii, ținută la I. P. Timișoara în 26—27 mai 1967.

se execută o instrucție de deplasare. *DC* a *DA*, pe baza unui semnal, care arată depășirea capacității registrelor, primit din *DA* (semnal care este trimis și în *DC a C*) formează un nou semnal ce este trimis înapoi în *DA*. In sfîrșit *DC a DA* formează semnale ce sînt trimise în *DC a C* și care arată terminarea executării operației.

DC a DA trebuie să fie constituit din mai multe părți pe care le vom numai blocuri și cărora le repartizăm funcțiunile prezentate mai sus. Aceste blocuri pot fi :

— *Blocul de oprire* care, în esență, va trebui să semnaleze *DC a C* că dispozitivul aritmetic a terminat operația ce o avea de executat. Tot el este acela care formează semnalul privitor la depășirea capacității registrelor *DA*.

— *Blocul tactelor* care va trebui să genereze impulsuri (tacte) într-o succesiune determinată de operația ce se execută. Aceste impulsuri vor fi duse la șinele de comandă *a DA* pentru a declanșa microoperațiile necesare. Din *DC a C* se aduc în blocul tactelor semnale de potențial (q_s), care apar fiecare la o altă șină și care indică ce operație trebuie executată.

— *Blocul ciclurilor*. In cursul executării unei operații, unele microoperații trebuiesc repetate de un anumit număr de ori. Spre exemplu la operația de înmulțire trei, iar la cea de împărțire patru microoperații succesive se reiau în succesiunea lor de mai multe ori. Microoperațiile ce se repetă, respectiv tactele care le declanșează formează un ciclu. Deci fiecare ciclu trebuie repetat de un anumit număr de ori. Blocul ciclurilor are rolul de a da semnal de oprire a blocului tactelor pe perioada în care se repetă ciclurile ; de a forma, în locul blocului tactelor, impulsuri de tact pentru microoperațiile ciclului și de a le repeta de numărul necesar de ori. Cînd repetarea s-a terminat dă semnal în blocul de pornire pentru repornirea blocului tactelor.

— *Blocul numărului ciclurilor* care are rolul de a număra de cîte ori se repetă ciclurile și de a da semnal de oprire în blocul ciclurilor, cînd repetarea s-a terminat.

— *Blocul de pornire*. Acesta are rolul de a admite impulsurile de sincronizare la intrarea blocului tactelor în momentul pornirii *DA* și de a întrerupe accesul acestor impulsuri cînd formarea tactelor este preluată de blocul ciclurilor sau în cazul cînd *DA* a terminat executarea operației.

Schema structurală *a DC a DA*, care conține toate aceste blocuri precum și legăturile esențiale între ele, este arătată în fig. 1.

Oprindu-ne asupra blocului tactelor, acesta, conform cu funcțiunile pe care le are de îndeplinit, va putea fi alcătuit dintr-un numărător, o matrice cu diode, o schemă logică care face legătura cu blocul ciclurilor și dintr-un discifrator, care stabilește ordinea succesiunii impulsurilor ce ajung la barele de comandă *a DA*. In fig. 2 se văd, trasate punctat numărătorul și matricea cu diode.

Urmărim să facem sinteza schemei de legătură, pe deoparte între blocul tactelor și blocul ciclurilor, iar pe de alta între blocul ciclurilor și blocul de pornire. In acest scop mai precizăm următoarele :

Tactele care se repetă sînt *6, 7* și *8* în cazul operației de înmulțire și *7, 8, 9* și *10* în cazul operației de împărțire. Deci în cazul înmulțirii ciclul

este format din tactele *6*, *7* și *8*. Repetarea ciclului în cazul înmulțirii înseamnă că după tactul *8* urmează din nou tactul *6*. Semnalele de potențial corespunzătoare tactelor *6*, *7* ... *10* se notează cu $p''_6, p''_7 \ldots p''_{10}$. Cînd avem tactul *8* atunci avem $p''_8 = 1$ ș.a.m.d. Oprirea funcționării blocului tactelor se poate face prin aceea că la intrarea numărătorului, unde ajung impulsurile

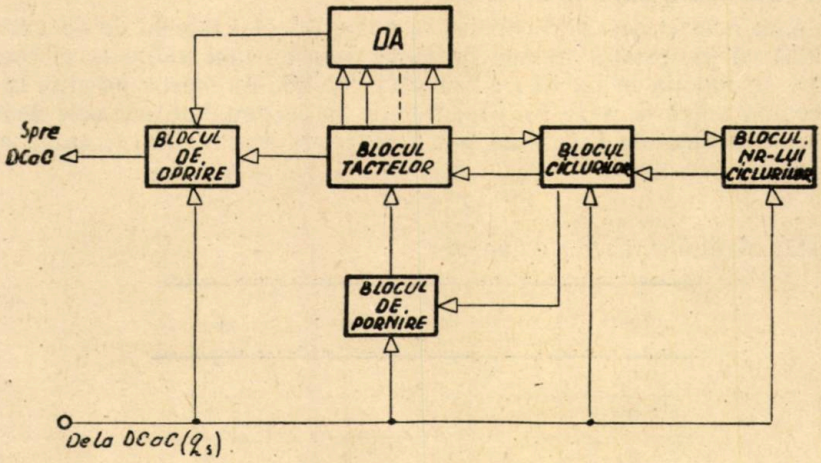


Fig. 1.

de sincronizare ($q_{gis} = 1$ cînd există impuls de sincronizare) se introduce o poartă (circuit ȘI) cu trei intrări, care formează blocul de pornire. La o intrare a porții se aduc impulsurile de sincronizare, la a doua un semnal de potențial de pornire A, care depinde de operația executată ($A = 1$ cînd operația ce se execută de calculator este o operație care cere participarea DA), iar la a treia un semnal de potențial furnizat de blocul ciclurilor, în conformitate cu cele spuse mai sus.

3. DESCRIEREA CONCISĂ A PROCESELOR CE AU LOC INTRE BLOCUL TACTELOR, BLOCUL CICLURILOR ȘI BLOCUL DE PORNIRE ȘI SCRIEREA ECUAȚIILOR

Să notăm cu $y(i)$ funcția booleană ce reprezintă semnalul care ajunge la cea de a treia intrare a porții amintite mai sus. Urmărim să obținem funcția booleană respectivă prin aceea că vom descrie foarte concis procesul și vom întocmi tabelul de adevăr, vom scrie cu ajutorul acestuia expresia căutată și o vom reduce. In felul acesta, aici, parcurgem faza a doua.

Astfel :

— un semnal notat cu s — sosit din blocul ciclurilor — face pe $y(i) = 1$, ceea ce permite trecerea impulsului de sincronizare dacă e îndeplinită și condiția $A = 1$. Această stare trebuie să dureze un timp în care se parcurg mai multe tacte.

— cînd se atinge tactul p_8'' și avem înmulțire ($p_8'' \cdot p_{înm}=1$), sau se atinge tactul p_{10}'' și avem împărțire ($p_{10}'' \cdot q_{împ}=1$), adică avem:

$$r=p_8'' \cdot q_{înm}+p_{10}'' \cdot q_{împ}=1, \tag{1}$$

se oprește trecerea impulsului, ceea ce înseamnă $y(i)=0$. Starea aceasta durează pînă apare din nou $s=1$.

Pe baza acestei descrieri concise se poate întocmi tabelul de adevăr. Am văzut însă că informația trebuie păstrată timp de mai multe tacte ceea ce înseamnă că funcția în tactul i adică $y(i)$ depinde de starea funcției în tactul precedent adică de $y(i-1)$. Mai trebuie să consemnăm din cele descrise și faptul că semnalele r și s nu pot fi nici odată simultan 1, adică avem întotdeauna

$$r \cdot s=0 \tag{2}$$

Cu acestea alcătuim tabelul de adevăr

$y(i-1)$	r	s	$y(i)$
0	0	0	0
0	0	1	1
0	1	0	0
0	1	1	—
1	0	0	1
1	0	1	1
1	1	0	0
1	1	1	—

Din tabel scriem expresia:

$$y(i)=\overline{y}(i-1) \cdot \overline{r} \cdot s+y(i-1) \cdot \overline{r} \cdot \overline{s}+y(i-1) \cdot \overline{r} \cdot s. \tag{3}$$

Ținînd seama de relația (2) putem scrie

$$y(i)=\overline{y}(i-1)(\overline{r} \cdot s+r \cdot s)+y(i-1)(\overline{r} \cdot \overline{s}+\overline{r} \cdot s).$$

În final obținem:

$$y(i)=s \cdot \overline{y}(i-1)+\overline{r} \cdot y(i-1). \tag{4}$$

În conformitate cu [3] se vede că relația (4) este o funcție booleană recurentă și reprezintă un trigher RS căruia i se aduce la intrarea de zero semnalul r iar la intrarea de unu semnalul s.

Trebuie să menționăm că semnalul r în conformitate cu (1) este un semnal de potențial. Pentru a putea comanda trigherul pe la intrarea de zero el va trebui diferențiat în momentul apariției și transformat într-un impuls ascuțit.

4. SINTEZA SCHEMEI

Sinteza schemei căutate reprezintă faza a treia și ultima. Se utilizează pentru sinteză relațiile (1) și (4). Schema se vede în fig. 2.

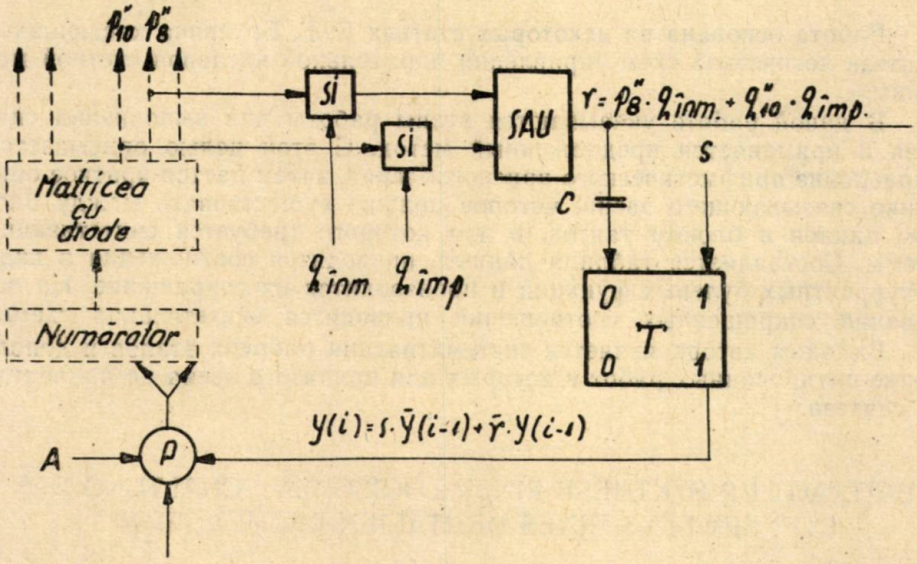


Fig. 2.

5. INCHEIERE

Aplicarea unei metode riguroase de sinteză, chiar atunci cînd este vorba de o schemă simplă, este foarte importantă deoarece ea permite evitarea unor erori, care pot provoca seriose neajunsuri, mai ales atunci cînd se constată greșeala după ce schema a fost realizată.

Lucrarea descrisă mai sus reprezintă o sistematizare suplimentară față de lucrările [1] și [2] și o completare a lor, deoarece sinteza efectuată aici lipsește acolo. Mai menționăm că schema obținută de noi diferă de cea indicată în lucrările menționate. Schema din lucrările [1] [2] conține un trigher de tipul *T* pe cînd a noastră unul de tip *RS*, care are o funcționare mai sigură. Pe lîngă acestea în lucrare se dă și o descriere concisă a funcționării dispozitivului de comandă a dispozitivului aritmetic.

BIBLIOGRAFIE

1. N. G. Bruievici, O sinteze schem upravlenia electronnoi țifrovoi matematicescoi mașinî. Energetica i avtomatica. URSS Nr. 4, 1961.
2. N. G. Bruievici, O sinteze upravlenia aritmeticescogo ustroistva electronnoi țifrovoi matematicescoi mașinî. Energetica i avtomatica URSS Nr. 5 1961.
3. A. A. Eiler, *Upravliaiușcie vîcislitelnîie mașinî.* Moscova 1962. pag. 65.

К СИНТЕЗУ ЛОГИЧЕСКОЙ СХЕМЫ УПРАВЛЯЮЩЕГО ПРИСПОСОБЛЕНИЯ ЧИСЛОВОЙ СЧЕТНОЙ МАШИНЫ

(РЕЗЮМЕ)

Работа основана на некоторых статьях Е. Г. Бруевича касающихся синтеза логических схем управления паралельной числовой счетной машины.

В даной работе указываются этапы работы для выполнения синтеза и применяется предложенный метод. С этой целью описывается управление арифметического приспособления, затем дается краткое описание связывающего звена, которое должно существовать между блоком циклов и блоком тактов, и для которого требуется синтетизация схемы. Составляется таблица данных, приводятся соотношения в виде рекуррентных булевых функций и производится их сокращение. На основании сокращенных соотношений приводится синтетизация схемы.

Вкладом автора является систематизация рабочих этапов и дополнение цитированных работ в которых для принятого звена не приводится синтеза.

BEITRAG ZUR SYNTHESE EINER LOGISCHEN SCHALTUNG DES STEUERWERKS EINES DIGITALIEN RECHENGERATS

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit geht von einigen Artikeln aus, die von N. G. Bruievici veröffentlicht wurden und die Synthese logischer Schaltungen des Steuerwerks eines digitalen parallelen Rechengeräts zum Gegenstand haben.

In der vorliegenden Arbeit wird in einer systematischen Weise gezeigt, welche die Arbeitsphasen sind beim Durchführen der Synthese. Die beschriebene Methode wird angewendet. Das Steuerwerk des Rechenwerkes wird beschrieben ; dann folgt eine kurze Beschreibung des Verbindungsteils welches zwischen dem Block der die Zyklen steuert und dem Block der die Takte steuert existieren muss und für welchen wir die Synthese der Schaltung durchführen wollen. Es wird dann die Funktionstabelle gebildet, die Gleichungen, die die Form der Booleschen Rekurenten Funktionen haben, werden geschrieben und danach simplifiziert. Der Beitrag des Verfassers besteht darin, dass er die Arbeitsphasen systematisiert hat und die angeführten Artikeln, die für den in Betracht gezogenen Teil keine Synthese umfassen, vervollständigt hat.

SISTEM DE URMĂRIRE CU SELSIN-AMPLIFICATOR (AMPLISIN)*

DE

D. TEODORESCU

Pentru transmiterea sincronă la distanță a deplasărilor unghiulare, se utilizează frecvent servomecanismele poziționale cu circuit închis avînd două selsine ca elemente traductoare (de intrare și de reacție) sau un magnesin și un selsin, un servomotor ca element de execuție, un amplificator care acoperă puterea de comandă a servomotorului și un angrenaj reductor. Larga răspîndire a acestor sisteme de urmărire — mai ales în domeniul puterilor mici — se explică prin performanțele statice și dinamice ridicate realizate de acestea. Astfel de ex. un sistem cu două selsine cu o singură treaptă de precizie are abateri sub 1° la o dimensionare și o execuție corectă a elementelor sale; în cazul servomecanismelor poziționale cu două trepte de precizie (reglare brută și fină) se realizează chiar abateri statice maxime de ordinul minutelor. Avînd astfel de performanțe, servomecanismele selsin-selsin sau magnesin-selsin satisfac exigențele unui domeniu foarte larg de aplicații, care reclamă performanțe de acest ordin de mărime ca precizie.

Există însă numeroase aplicații la care nu sînt necesare precizii de ordinul celor realizate cu servomecanismele poziționale menționate. Astfel de ex. în diferite automatizări la standuri de probă industriale (comenzi de la distanță la încercarea motoarelor termice, etc.) sînt necesare acționări cu urmărire, la care abateri de ordinul gradelor sînt neimportante; de asemenea la unele aparate medicale (optotipi, etc) precum și în diferite aplicații care necesită sisteme de urmărire cu mers discontinuu (în trepte) ca de ex. acționări de controlere etc., exigențele din punctul de vedere al preciziei sînt reduse. În toate aceste cazuri utilizarea unor servomecanisme poziționale cu circuit închis de tipul selsin-selsin sau magnesin-selsin nu este justificată din cauza complexității și deci a costului ridicat al sistemului respectiv. De aceea în aceste cazuri se preferă utilizarea selsinelor în regim de autosincronizare, dacă cuplul de sarcină este suficient de mic pentru a permite aplicarea acestei soluții. Sistemul este în acest caz suficient de simplu întrucît conține numai două elemente în loc de cinci elemente, în schimb cuplul de ieșire redus al acestui servomecanism poziționel cu circuit

*) Lucrare prezentată la sesiunea „Calculatoare electronice și Automatizări" din I.P.T. la 26 mai 1967.

deschis, la o precizie statică și dinamică admisibile, restrînge considerabil domeniul de aplicații al acestuia.

Din aceste motive, pentru domeniile de aplicații menționate, s-a pus problema realizării unui sistem de urmărire, care să posede simplitatea sistemelor cu selsine în regim de autosincronizare și totodată să permită obținerea unor cupluri suficient de ridicate la ieșire, deci să permită o amplificare de cuplu.

O soluție a acestei probleme, o constituie sistemul de urmărire cu circuit deschis [1], al cărui element principal — traductorul — formează obiectul lucrării de față.

Sistemul de urmărire Amplisin este compus dintr-un traductor-amplificator ca element de intrare, un motor sincron ca element de execuție, și redresorii intermediari. Intregul sistem este lipsit de contacte mobile, ceea ce mărește considerabil siguranța sa în funcționare (fig. 1 și 2). Sistemul este compus dintr-un rotor de oțel masiv *1*, profilat la ambele capete astfel încît cîmpul homopolar din cele două întreferuri ale mașinii să aibă o repartiție cosinusoidală cu aproximația unei constante, deci să fie de forma

$$B = B_{max}[A_1 + A_2 \cos\alpha] \quad A_2 \ll A_1 \tag{1}$$

unde α este coordonata spațială statorică.

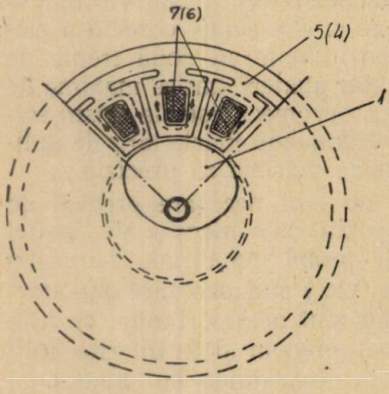


Fig. 1. Secțiune transversală prin traductorul-amplisin

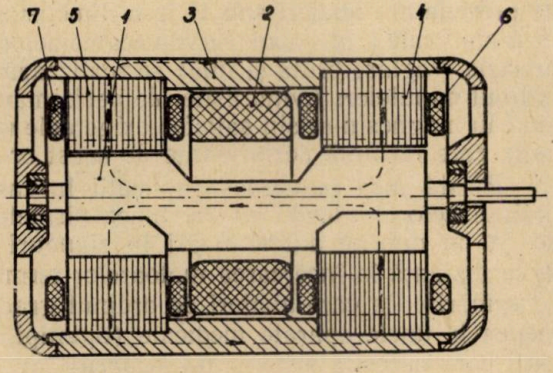


Fig. 2. Secțiune longitudinală prin traductorul amplisin.

Această repartiție a cîmpului în întrefer este redată în fig. 3. Cîmpul din intrefer, care joacă rol de cîmp de comandă, este dat de bobina de excitație *2*, acesta închizîndu-se longitudinal prin mașină în lungul circuitului figurat cu linii întrerupte reprezentat în fig. 2. Cîmpul de comandă închizîndu-se prin jugul statoric *3*, parcurge miezurile statorice *4* și *5* confecționate din tole, pe care se află bobinele statorice *6* și *7*. Circuitul magnetic al bobinelor statorice se închide exclusiv prin fierul statoric, așa cum se observă în fig. 1 (linie întreruptă). Ca urmare a acestui fapt mașina nu are

reacție de indus, curenții stabiliți prin bobinele statorice nemodificînd cîmpul rotoric. În schimb cîmpul rotoric modifică reactanța inductivă a bobinelor statorice prin saturarea miezului acestora în porțiunile unde cîmpul în intrefer este maxim ; în zonele unde cîmpul de comandă este mic, reactanța inductivă a bobinelor statorice este ridicată. Ca urmare a repartiției neuniforme a zonelor saturate și nesaturate în statoare, și curenții prin bobinele statorice sînt inegali. Cum însă repartiția zonelor saturate este dependentă de poziția rotorului, rezultă că și repartiția curenților din cele n căi de curent din stator, este dependentă de poziția rotorului. În ansamblu rezultă că mașina posedă în cele două statoare, elemente amplificatoare

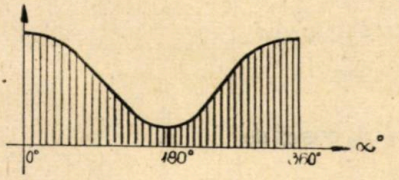


Fig. 3. Repartiția cîmpului în interiorul amplisinului.

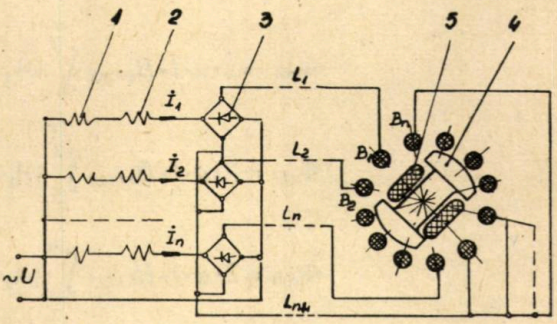


Fig. 4. Schema sistemului de urmărire cu amplisin.

magnetice, comandate de cîmpul din intrefer. Bobinele corespondente pe generatoarea mașinii, din cele două statoare, sînt legate în serie sau paralel formînd o cale de curent. Mașina are 6 astfel de perechi de bobine corespondente, deci 6 căi de curent. Bobinele a două căi alăturate pot fi legate în paralel, în care caz mașina are 3 căi de curent, deci 3 linii de legătură.

Curenții din bobinele statorice, nedeterminînd nici o reacție de indus, mașina nu are practic decît un cuplu rezistent foarte mic, determinat de armonicele de dinți ale cîmpului. Aceasta explică proprietatea de amplificare a cuplului în sistemul Amplisin, deci existența unui coeficient de amplificare a cuplului :

$$|K_M|_\delta = \frac{Me}{Mc} \qquad (2)$$

considerat ca raport între cuplul de ieșire Me și cel de comandă Mc, la o abatere de $\delta°$ între axul de ieșire și cel de intrare.

În fig. 4 este reprezentată schema sistemului Amplisin. Se observă bobinele elementelor amplificatoare statorice *1* (pentru statorul din stînga) și *2* (pentru statorul din dreapta) înseriate, redresoarele *3*, liniile de legătură $L_1 \ldots L_{n+1}$ și elementul de execuție sincron cu bobinele statorice $B_1 \ldots B_n$ (cîte una pentru fiecare cale de curent) și cu rotorul *4* prevăzut cu bobina de excitație *5*. Întrucît curenții din linii au o repartiție care

depinde univoc de poziția rotorului de la traductor, la o rotație a acestuia rezultanta cîmpului statoric al elementului de execuție se va roti sincron cu axul de intrare, antrenînd rotorul și deci axul de eșire, procesul avînd loc cu amplificare de cuplu așa cum s-a arătat mai sus.

Să analizăm în continuare, fenomenele care au loc în statorul traductorului de deplasări unghiulare — amplificator, la o poziție dată (fixă) a rotorului, deci la o repartiție determinată a cîmpului în intrefier. Pentru aceasta să considerăm elementul amplificator din fig. 5. Cu notațiile de pe această figură considerînd traductorul cu 6 căi de curent și ținînd cont de relația (1), putem scrie expresiile fluxurilor de comandă Φ_c pentru cele 6 elemente amplificatoare :

$$\begin{aligned}
\Phi_{c01} &= 2 \cdot a \cdot l \cdot B_{\delta max} \int_0^{\frac{\pi}{3}} (A_1 + A_2 \cos \alpha)\, d\alpha \\
\Phi_{c12} &= 2 \cdot a \cdot l \cdot B_{\delta max} \int_{\frac{\pi}{3}}^{\frac{2\pi}{3}} (A_1 + A_2 \cos \alpha)\, d\alpha \\
&\vdots \\
\Phi_{c50} &= 2 \cdot a \cdot l \cdot B_{\delta max} \int_{\frac{5\pi}{3}}^{2\pi} (A_1 + A_2 \cos \alpha)\, d\alpha
\end{aligned} \tag{3}$$

unde cu l s-a notat lungimea activă a mașinii, iar cu $B_{\delta max}$ valoarea maximă a inducției în intrefer.

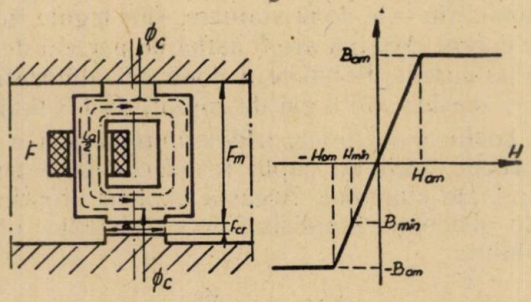


Fig. 5. Elementul statoric amplificator și caracteristica de magnetizare idealizată.

Aceste 6 fluxuri de comandă determină o solenație medie F_m pe elementul amplificator, a cărei valoare depinde de poziția rotorului ($F_{m01} \ldots\ldots F_{m50}$). Solenația F_m se însumează cu solenația de sarcină F pe o jumătate a elementului amplificator $\left(\frac{l_a}{2}\right)$ tinzînd să satureze porțiunea respectivă, și se scade pe cealaltă jumătate, tinzînd să demagnetizeze miezul.

Considerînd caracteristica idealizată din fig. 5 a elementului amplificator [2], [3], [4], și ținînd cont de faptul că în fiecare semiperioadă miezul se saturează pe o jumătate a circuitului său magnetic (acolo unde se însumează solenațiile) deci în total miezul trece în stare de saturație de două ori în fiecare perioadă, putem trasa dependența de timp a curentului de sarcină, așa cum se vede în fig. 6 unde s-a notat cu θ_s, unghiul de saturație, determinat de momentul cînd suma solenațiilor aduce miezul în starea de saturație pe 1/2 din lungimea sa, deci la o inducție peste B_{0m}. De asemenea s-a notat cu θ_0 unghiul de demagnetizare determinat de momentul cînd solenația rezultantă provoacă scăderea inducției pe porțiunea saturată de la o valoare superioară lui B_{0m}, la valoarea B_{0m}, la care începe demagnetizarea.

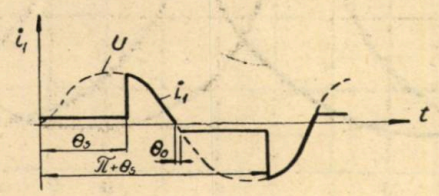


Fig. 6. Variația în timp a curentului de linie.

La un flux de comandă Φ_c suficient de ridicat, se produce saturarea pe întreaga perioadă 2π a miezului, în care caz se atinge curentul de scurt-circuit prin bobinele statorice, cu valoarea efectivă :

$$I_{sc} = \frac{I_{1m}}{\sqrt{2}} \tag{4}$$

unde I_{1m} este valoarea maximă a curentului prin bobinele statorice.

In aceste condiții ținînd cont de faptul că valoarea efectivă a curentului de sarcină prin calea respectivă este

$$I_1 = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T i_1^2 \, d\theta} \tag{5}$$

se obține după cîteva transformări valoarea relativă a valorii efective a curentului de sarcină sub forma :

$$I_{1*} = \frac{I_1}{I_{sc}} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \sqrt{\frac{\pi+\theta_0-\theta_s}{2} + \frac{1}{4}(\sin 2\theta_s - \sin 2\theta_0) + \left(I_{2*}\frac{2}{\pi}\right)^2 (\pi+\theta_s-\theta_0)} \tag{6}$$

unde cu I_{2*} s-a notat valoarea relativă a curentului de comandă echivalent, corespunzînd solenației de comandă F_m.

Relația (6) permite să se determine dependența curentului prin înfășurările statorice funcție de curentul echivalent de comandă, care la rîndul

său poate fi ușor determinat dacă se cunoaște solenația F_m. Pentru diferite valori ale lui F_m, corespunzînd diferitelor poziții ale rotorului notate cu 1 ... 12, este redată în fig. 7, dependența curenților prin bobinele statorice, la un sistem Amplisin executat pentru comanda unui optotip. Pentru acest sistem de urmărire abaterea maximă în gol între poziția axului de

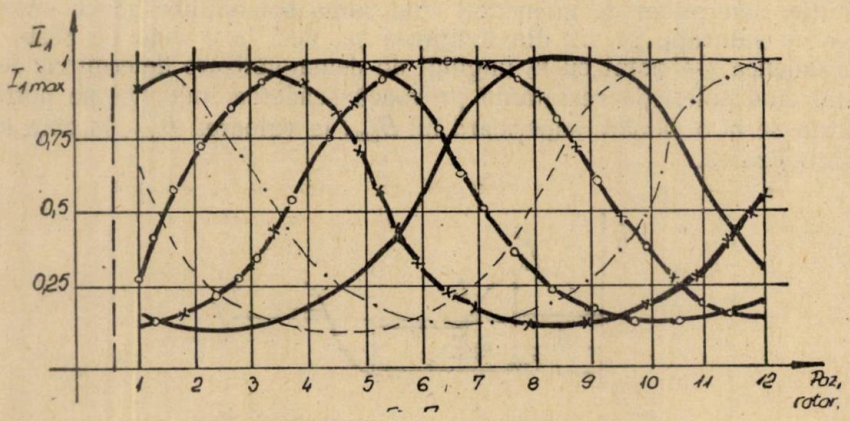


Fig. 7. Dependența curenților de linie de poziția rotorului de la traductor.

comandă și cel de urmărire a fost ±2°. Coeficientul de amplificare al cuplului, pentru o abatere de 8° între axul de intrare și cel de ieșire, obținut cu acest sistem a fost:

$$k_M = 100.$$

Sistemul a dovedit în timpul exploatării că posedă o bună siguranță în funcționare, determinată în cea mai mare măsură de absența totală a contactelor mobile, și de numărul mic de elemente pe care-l conține.

În ansamblu sistemul a permis să se tragă concluzia că pentru aplicații care nu reclamă o precizie foarte ridicată, sistemul de urmărire Amplisin este foarte potrivit, fiind considerabil mai ieftin decît un servomecanism cu circuit închis și avînd totodată o siguranță ridicată în funcționare.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Teodorescu, Amplificator sincron de cuplu pentru telecomandă. Certificat de autor nr. 47480/1965.
2. M. A. Rosebblat, Magnitnîc usiliteli. Izd. sov. Radio Moskva 1960.
3. W. A. Geyger, Nonlinear magnetic control devices Mc. Jvan Hill B. C. New-York 1965.
4. M. Gabler, I. Gascovet, E. Tomanek, Magnitnie usiliteli. Izd. Sov. Radio Moskva 1961.

СЛЕДЯЩАЯ СИСТЕМА С СЕЛЬСИНОМ-УСИЛИТЕЛЕМ (АМПЛИСИНОМ)

(РЕЗЮМЕ)

Излагается принцип работы нового элемента, датчика угловых перемещений, предназначенного для следящих систем. Его использование упрощает соответствующие системы благодаря устранению устройства для увеличения и уменьшения скорости.

В работе анализируется зависимость токов статора от положения ротора датчика, принимая характеристику намагничивания прямоугольной. Устанавливается выражение этих токов и приводится их изменение в следящей системе с амплисином имеющем цепей для различных положений ротора.

EIN VERFOLGUNGSSYSTEM MIT AMPLISIN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird dargestellt der Grundprinzip eines neuen Gebers für Verfolgungssysteme. Dieser Geber gestattet die Vereinfachung der betreffenden Systemen durch die Ausscheidung des Verstärkers bzw. des Drehsahlübersetzer. Es wird die Abhängigkeit des Ständerströme in bezug auf die Anker stallung für eine rechteckige Magnetisierungs charakteristik untersucht. Man bestimmt den Ausdruck dieser Ströme für einen Amplisin mit 6 Linien.

CONTRIBUȚII LA TEORIA SISTEMULUI DE URMĂRIRE CU AMPLISIN *)

DE

D. TEODORESCU, I. BABUȚIA

I. INTRODUCERE

Intr-o altă lucrare [1], unul dintre autori a arătat că în multe sisteme de urmărire, în care exigențele referitoare la precizie sînt reduse, nu este justificată utilizarea unor servomecanisme poziționale cu circuit închis, de tipul selsin-selsin, din cauza complexității și a costului lor ridicat. Ca urmare, în asemenea cazuri, este preferabilă utilizarea unui sistem de urmărire care să posede simplitatea sistemelor cu selsine în regim de autosincronizare și totodată să permită obținerea unor cupluri suficient de ridicate la ieșire, adică o amplificare de cuplu.

In aceeași lucrare [1] s-a mai arătat că repartiția cîmpului din întrefierul amplisinului, adică a cîmpului de comandă, este sinusoidală cu aproximația unei constante :

$$B=B_{max}(A_1+A_2\cos\alpha) \tag{1}$$

unde

$$A_2\leqslant A_1$$

iar α este unghiul ce indică poziția rotorului.

Intrucît circuitul magnetic al bobinelor statorice se închide exclusiv prin fierul statoric, amplisinul nu are reacție de indus. In schimb cîmpul rotoric modifică reactanța inductivă a bobinelor statorice, prin saturarea miezului acestora în porțiunile unde cîmpul din întrefier este maxim. Ca urmare a repartiției neuniforme a zonelor saturate și nesaturate în statoare, curenții prin bobinele statorice sînt inegali.

---

*) Lucrare prezentată la sesiunea „Calculatoare electronice și Automatizări" din IPT la 26 mai 1967.

2. CALCULUL CURENȚILOR IN REGIMUL STAȚIONAR AL AMPLISINULUI

Din cele de mai sus rezultă că repartiția curenților în cele șase căi de curent statorice este dependentă de poziția rotorului.

Pentru a putea calcula valoarea efectivă a curenților statorici, pe baza schemei din figura 1 și a relației (2):

$$I_1 = \frac{U}{\sqrt{(R_s+R_r+2R_b)^2+[2\omega(L_1+L_2+L_a]^2}}, \tag{2}$$

rezultă că trebuie să se cunoască :

U — tensiunea alternativă aplicată în stator ;
L_d — inductanța de dispersie a unei bobine statorice ;
$L_1=L_2$ — inductanța efectivă a unei bobine statorice ;
R_b — rezistența unei bobine statorice ;
R — rezistența redresorului ;
R_s — rezistența de sarcină ;
ω — pulsația tensiunii alternative.

Mărimile U, R_b, R_r și R_s se pot determina experimental.

Pentru calculul inductanței efective a bobinei statorice s-a ținut seamă că relația dintre intensitatea cîmpului magnetic, H și inducția magnetică

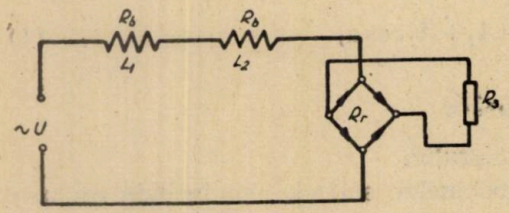


Fig. 1. Schema electrică a amplisinului.

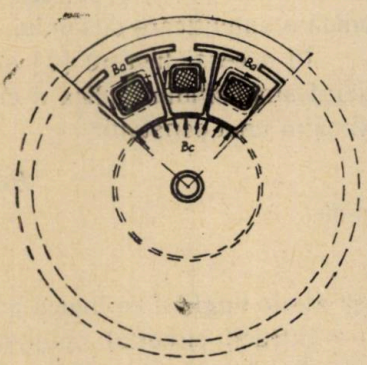


Fig. 2. Repartiția cîmpurilor magnetice în amplisin.

totală din miezul statoric, $B_{tot}=\pm B_c+B_m \cdot \sin \omega t$ (explicația semnelor rezultă din fig. 2), poate fi scrisă cu ajutorul unei funcții sinusoidale iperbolice [2] :

$$H=\alpha \cdot \operatorname{sh} \beta B_{tot}, \tag{3}$$

unde α și β sînt coeficienți determinabili cu relațiile (4) și (5) [2]:

$$\alpha = \frac{H_2^*}{\operatorname{Sh} \beta B_2^*}, \tag{4}$$

$$\beta = \frac{\ln \frac{H_2^*}{H_1^*}}{B_2^* - B_1^*}, \tag{5}$$

iar

B_c este valoarea inducției magnetice a cîmpului continuu din miezul statoric;

$B_a = B_m \cdot \sin \omega t$ — valoarea inducției magnetice a cîmpului alternativ din miezul statoric.

Valorile H_1^* și B_1^* corespund unui punct al curbei de magnetizare situat înainte de cotul acesteia, iar valorile H_2^* și B_2^* corespund unui alt punct, situat mai departe, după curbură (fig. 3).

Avînd în vedere aceste precizări, relația (3) devine:

$$H = \alpha \cdot \operatorname{sh} \beta (B_c + B_m \cdot \sin \omega t) +$$

$$+ \alpha \cdot \operatorname{sh} \beta (-B_c + B_m \cdot \sin \omega t) =$$

$$= \alpha [\operatorname{sh} (\beta B_m \sin \omega t + \beta B_c) +$$

$$+ \operatorname{sh} (\beta B_m \sin \omega t - B_c)] =$$

$$= 2\alpha \cdot \operatorname{ch} \beta B_c \cdot \operatorname{sh} (\beta B_m \cdot \sin \omega t). \tag{6}$$

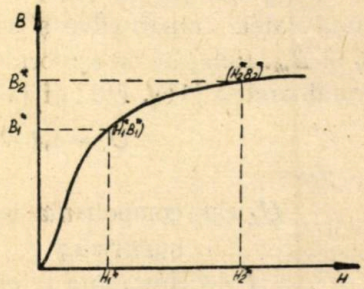


Fig. 3. Diagramă pentru calculul coeficienților α și β.

După efectuarea calculelor expresia (6) ia forma finală redată prin relația (7):

$$H = -2\alpha \cdot \operatorname{ch} \beta B_c \cdot 2j \sum_{n=0}^{+\infty} J_{2n+1} (j \beta B_m) \cdot \sin (2n+1) \omega t, \tag{7}$$

în care:

$$j = \sqrt{-1};$$

J_{2n+1} — simbolul funcțiilor Bessel, ale căror valori se găsesc în tabele [2].

Aci se cuvine a scoate în evidență absența termenului J_0, ceea ce constituie o dovadă matematică a faptului că amplisinul nu posedă cuplu. De asemenea, din relația (7) rezultă că intensitatea cîmpului magnetic a amplisinului nu posedă decît armonici de ordin impar.

În baza relației (7) se poate scrie amplitudinea fundamentalei intensității cîmpului H:

$$H_{1m} = -2\alpha \cdot \operatorname{ch} \beta B_c \cdot 2j \cdot J_1 (j \beta B_m), \tag{8}$$

cum și valoarea efectivă a acesteia :

$$H_1 = -2\alpha \cdot \operatorname{ch} \beta B_c \cdot \sqrt{2} \cdot j \cdot J_1 (j\beta B_m). \tag{9}$$

Ca urmare inductanța efectivă pentru armonica întîia are expresia :

$$L_{ef1} = -\frac{w^2 \cdot S}{2\alpha l} \cdot \frac{B_m}{2 \operatorname{ch} \beta B_c \cdot j J_1 (j\beta B_m)}, \tag{10}$$

în care :

w este numărul de spire al bobinei de curent alternativ ;
S — secțiunea miezului îmbrățișat de această bobină ;
l — lungimea bobinei de c.a.

Din expresia (10) rezultă că, o dată cu creșterea impulsului de comandă, inductanța efectivă scade deoarece crește valoarea cosinusului iperbolic, ch βB_c, care se află la numitor.

De asemenea se observă că, pentru a calcula inductanța efectivă, pe lîngă datele constructive și coeficienții α și β, trebuie cunoscute mărimile B_c și B_m. Relațiile cu ajutorul cărora se pot calcula aceste două mărimi sînt următoarele : (11); (12) și (13)

$$U_L = 4{,}44 \Phi_w \cdot w \cdot f = 4{,}44 \cdot B_m \cdot S \cdot w \cdot f, \tag{11}$$

în care :

U_L este componenta tensiunii alternative, repartizată pe o bobină statorică ;
f — frecvența rețelei de alimnetare ;

$$\Phi_c = 2B_c \cdot S, \tag{12}$$

în care coeficientul 2 se datorește faptului că fluxul de comandă (de excitație) trece prin două coloane, avînd fiecare secțiunea S.

Pentru calculul fluxului de comandă se utilizează expresia :

$$\Phi_c = F_{ex} \cdot \frac{\Lambda_e \delta \cdot 2\Lambda_c}{\Lambda_e \delta + 2\Lambda_c}, \tag{13}$$

în care :

$F_{ex} = I_{ex} w_{ex}$ este tensiunea magnetomotoare de excitație (comandă);
$\Lambda_e \delta = \frac{\mu_0 S \delta}{\delta_e}$ — permanența întrefierului echivalent, δ_e;
μ_0 — permeabilitatea vidului ;
$S_0 = t_d \cdot l_d$ — secțiunea întrefierului echivalent ;
t_d — grosimea dintelui la vîrf ;
l_d — lățimea dintelui la vîrf ;
$\Lambda_c = \frac{2L_{ef}}{w^2}$ — permeanța unei coloane a miezului statoric.

Din relația (11) rezultă că inducția B_m nu poate fi calculată decît dacă se cunoaște mărimea U_L, care se determină cu ajutorul ecuației (1), avînd inductanțele L_1, L_2 și curentul I_1. Prin urmare mărimea B_m se poate determina doar printr-o iterație, în care caz se alege o valoare pentru U_L și se calculează B_m, cu ajutorul relației (11).

Din relația (12) rezultă, de asemenea, că inducția B_c se poate determina numai dacă se cunoaște fluxul de comandă, Φ_c, care, pe baza ecuației (13) se calculează după ce în prealabil s-a determinat Λ_c, cu ajutorul inductanței L_{ef}, ce conține la numitor $\mathrm{ch}\,\beta B_c$. Concluzia este că și mărimea B_c se poate determina numai printr-o altă iterație, a cărei schemă este reprezentată în fig. 4.

Pentru calculul întrefierului echivalent se ține seamă că întrefierul real variază, în funcție de poziția rotorului, după o lege reprezentată de expresia

$$\delta = a + b\cos\alpha. \tag{14}$$

Pe baza figurii 5 se poate scrie:

$$\delta_{el} = \frac{1}{\alpha_p}\int_{-\frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{6}} (a + b\cos\alpha)\cdot d\alpha = \frac{1}{\alpha_p}\left[a|\alpha|_{-\frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{6}} + b|\sin\alpha|_{-\frac{\pi}{6}}^{\frac{\pi}{6}}\right] \tag{15}$$

În felul acesta sînt precizate toate elementele necesare efectuării unui calcul concret al curenților statorici, în funcție de poziția rotorului. Valo-

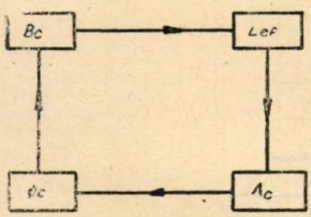


Fig. 4. Schema iterației pentru calculul inducției B_c

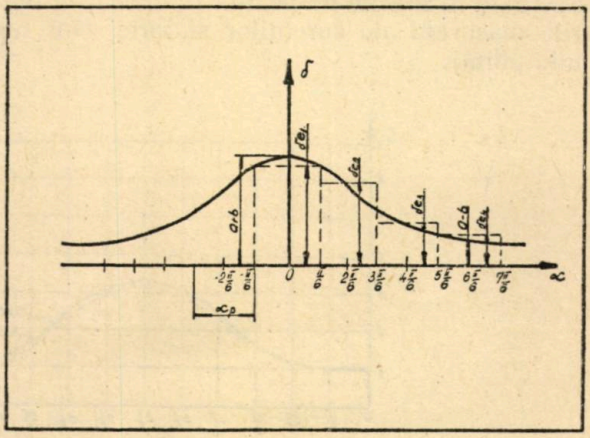


Fig. 5. Curba repartiției întrefierului în funcție de poziția rotorului.

rile numerice ale mărimilor ce intervin în relațiile de mai sus sînt următoarele:

$L_d = 2 \times 10^{-3}$ H; $w = 40$ spire;
$U = 6$ V $S = 192 \cdot 10^{-6}$ m^2;
$\omega = 314$ s^{-1}; $l = 19 \cdot 10^{-3}$ m; $l_d = 32 \cdot 10^{-3}$ m;
$R_r = 0{,}2\ \Omega$; $f = 50$ Hz; $I_{ex} = 0{,}45$ A;
$R_s = 0{,}2\ \Omega$; $a = 7{,}75 \cdot 10^{-3}$ m; $w_{ex} = 2\,000$ spire.
$\alpha = 2{,}2$ A/m; $b = 7{,}25 \cdot 10^{-3}$ m;
$\beta = 5$ T^{-1}; $\alpha_p = \frac{\pi}{3}$ rad;
$R_p = 014\,\Omega$; $t_d = 2 \cdot 10 \cdot 10^{-3}$ m;

Cu ajutorul relației (15) s-au calculat:

$$\delta_{emax} = \delta_{e1} = 14{,}66 \cdot 10^{-3}\ \text{m};$$
$$\delta_{e2min} = \delta_{e4} = 0{,}84 \cdot 10^{-3}\ \text{m};$$
$$\delta_{e2} = 11{,}21 \cdot 10^{-3}\ \text{m};$$
$$\delta_{e3} = 4{,}29 \cdot 10^{-3}\ \text{m};$$

Utilizînd metoda iterației, s-au obținut:

$B_{m1} = 1{,}58$ T; $B_{c1} = 0{,}064$ T;
$B_{m2} = 1{,}58$ T; $B_{c2} = 0{,}084$ T;
$B_{m3} = 1{,}55$ T; $B_{c3} = 0{,}22$ T;
$B_{m4} = 1{,}08$ T; $B_{c4} = 0{,}94$ T.

Valorile curenților statorici, calculați cu ajutorul relației (2), sînt reprezentate în funcție de poziția rotorului, în fig. 6 (linia întreruptă), iar valorile măsurate ale curenților statorici sînt reprezentate în aceeași figură (linia plină).

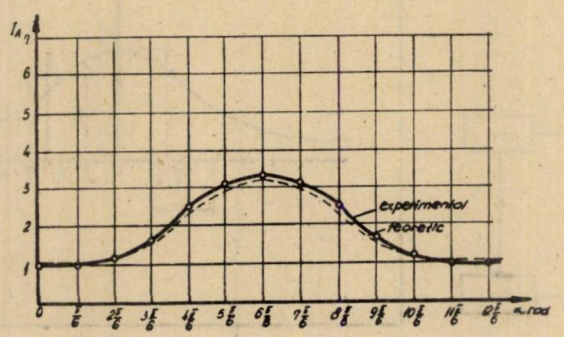


Fig. 6. Variația curentului statoric în funcție de poziția rotorului.

Concordanța bună dintre rezultatele teoretice și cele experimentale permite a se trage concluzia că punctele de vedere teoretice și metoda utilizată pentru calculul regimului staționar al sistemului de urmărire cu amplisin, sînt corecte.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Teodorescu, Asupra unui traductor de deplasări unghiulare-amplificator (amplisin), pentru sisteme de urmărire. Comunicare la sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. din 26 mai 1967 (sub tipar la Bul. St. și Tehnic I.P.T.).
2. L. A. Bessonov, *Elektriceschie țepi so staliu*. Gosenergcizdat Moskva-Leningrad, 1948.
3. M. I. Kuznețov, *Electrotehnică industrială*, p. 251, Ed. Tehnică București, 1962.

К ТЕОРИИ СЛЕДЯЩЕЙ СИСТЕМЫ С АМПЛИСИНОМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе дается расчет токов при стационарном режиме амплисина и сравниваются теоретические разультаты с экспериментальными. Для расчета эквивалентного воздушного зазора принимается во внимание, что действительный воздушный зазор изменяется по синусоидальному закону, в зависимости от положения ротора.

Хорошее соответствие между теоретическими и експериментальными данными подтверждает правильность использованного метода.

CONTRIBUTIONS À LA THÉORIE DU SYSTÈME ASSERVIS AVEC AMPLISYNE

(RÉSUMÉ)

Dans cette étude est presenté le calcul des courants dans le régime stationnaire de l'amplisyne et les résultats théoretiques sont comparés avec ceux experimentaux.

Pour le calcul de l'entrefer equivalent on tient compte du fait que l'entrefer change en relation avec la position du rotor d'aprés une loi (régle) sinusoidale.

La bonne concordance entre les résultats théoretiques et ceux experimentaux prouve que la méthode utilisée est correcte.

BUDAPEST MOSZTAKI KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848 EGYETEM

DETERMINAREA EXPERIMENTALĂ A INFLUENȚEI SATURAȚIEI ASUPRA PIERDERILOR IN FIER LA O MAȘINĂ DE INDUCȚIE

DE

AL. VASILIEVICI

1. INTRODUCERE

In studiul funcționării mașinilor electrice deobicei pierderile în fier se neglijează, iar atunci cînd sînt luate în considerare [1], se analizează mașina nesaturată.

In lucrare s-a pornit de la expresia inducției magnetice stabilită în cazul prezenței pierderilor în fier [1], admițîndu-se că pierderile totale în fier ale mașinilor electrice sînt determinate numai de curenții electrici superficiali.

2. IPOTEZE

Inducția magnetică se poate exprima ținînd seama separat de pierderile în fier în stator și rotor sub forma :

$$B_\lambda = B_{0\lambda} - K_1' \frac{dB_{0\lambda}}{dt} - K_2' \frac{\partial B_{0\lambda}}{\partial t} + K_1'' \frac{d^2 B_{0\lambda}}{dt^2} + K_2'' \frac{\partial^2 B_{0\lambda}}{\partial t^2} \qquad (2.1)$$

unde coeficienții K', K_1'', K_2', K_2'' pot fi determinați punînd condiția ca pierderile în fier și valoarea tensiunii induse să fie cele din realitate atît la $n=0$ cît și la turația nominală ; iar cu $\frac{d}{dt}$ se notează derivata în raport cu timpul în punctul considerat fix față de stator și cu $\frac{\partial}{\partial t}$ derivata în raport cu timpul într-un punct fix față de rotor.

3. CAZUL MAȘINII DE INDUCȚIE

Pentru o mașină de inducție trifazată, simetrică, cu repartiție sinusoidală a înfășurărilor, în regim staționar se pot scrie ecuațiile [1]:

$$\begin{aligned} &\overline{U}_1 = \overline{Z}_1 \overline{I}_1 - \overline{U}_{e_1} && \overline{I}_{01} = \overline{I}_1 + \overline{I}_2' e^{j\vartheta_0} \\ &\frac{\overline{U}_2'}{s} = -\overline{Z}_2' \overline{I}_2' + \overline{U}_{e1} e^{-j\vartheta_0} && \overline{U}_{e1} = \overline{Z}_{1m} \overline{I}_{01} \end{aligned} \qquad (3.1)$$

unde :

$$\overline{Z}_1 = R_1 + jX_1 \qquad \overline{Z}_{1m} = R_{1m} + jX_{1m}$$
$$X_1 = \omega_1 L_1 \sigma \qquad X_{1m} = \omega_1 L_{1m} \tag{3.2}$$

$$R_{1m} = \omega_1^2 \frac{3}{2} L_{11h}(K_1' + sK_2')$$

$$L_{1m} = \frac{3}{2} L_{11h}[1 - \omega_1^2(K_1'' + s^2 K_2'')]$$

4. DETERMINAREA EXPERIMENTALĂ A INFLUENȚEI SATURAȚIEI CIRCUITULUI MAGNETIC

În ecuațiile (3.1) și (3.2) pierderile în fier sînt introduse prin intermediul coeficienților K_1', K_2', K_1'', K_2'' care se pot determina experimental. Ne-am propus să studiem experimental variația acestor coeficienți cu saturația circuitului magnetic. Pentru aceasta s-au făcut încercările de mai jos pentru diverse valori ale tensiunii de alimentare de la 100 la 450 V, pe un motor de inducție cu rotorul bobinat de tipul AFI 180 M/8, cu puterea $P_n = 7{,}5$ kW, tensiunea 380 V, turația 750 rot/min, conexiunea Y.

a) Proba de mers în gol la $n=0$, mașina fiind alimentată în stator, cu circuitul rotoric deschis.

Rezultatele măsurătorilor sînt trecute în tabelul 4.1 caracteristica de magnetizare fiind reprezentată în fig. 4.1.

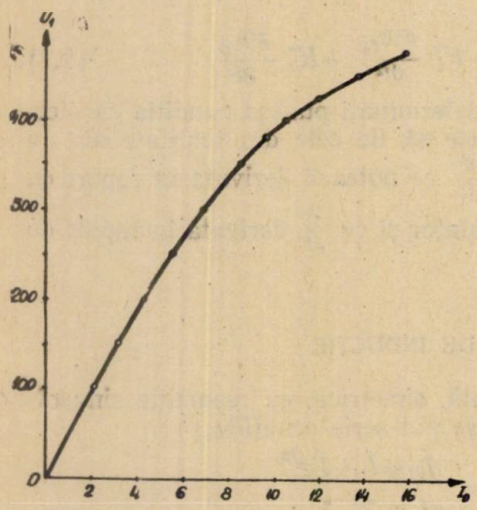


Fig. 4.1.

Tabelul 4.1

U_1, V	I_{01}, A	P_{01}, W	U_{e2} V
450	13,8	708	414,
425	12,03	606	395,5
400	10,56	486	375
380	9,7	474	358,5
350	8,52	372	331,5
300	6,9	300	287,5
250	5,52	222	242
200	4,23	140	192,2
150	3,12	89	143,8
100	2,09	46	95,2

Pe baza acestor rezultate se pot determina :

$$|Z_{1m1}+Z_1| = \frac{U_{1'}}{I_{01'}} \qquad R_{1m1}+R_1 = \frac{P_{01'}}{3I_{01'}^2}. \tag{4.1}$$

$$X_{1m1}+X_1 = \sqrt{(|Z_{1m1}+Z_1|)^2-(R_{1m1}+R_1)^2}; \quad R_{1m1} = \frac{P_{01'}}{3I_{01'}^2}-R_1.$$

S-au măsurat rezistențele la rece ale înfășurărilor statorice și rotorice, rezultatele fiind trecute în tabelul 4.2.

Calculele efectuate cu relațiile (4.1) sînt concentrate în tabelul 4.3.

Tabelul 4.2

Stator				Rotor			
	A–X	B–Y	C–Z		I–II	II–III	III–I
α_V	43,30	43,65	43,6	α_V	37,25	37,4	37,4
α_A	104,7	104,75	104,85	α_A	90,25	90,6	90,6
α_V/α_A	0,414	0,413	0,4125	α_V/α_A	0,413	0,413	0,413
R_1=0,413 Ω				R_2=0,826 Ω			

Tabelul 4.3

$\lvert Z_{1m1}+Z_1 \rvert$	$R_{1m1}+R_1$	R_{1m1}	$X_{1m1}+X_1$
18,82	1,248	0,835	18,79
20,39	1,394	0,981	20,35
21,89	1,450	1,037	21,84
22,64	1,678	1,265	22,57
23,78	1,708	1,285	23,76
25,12	2,100	1,687	25,03
26,19	2,428	2,015	26,09
27,31	2,609	2,186	27,20
27,80	3,119	2,716	27,60
27,80	3,510	3,097	27,50

b) **Proba de mers în gol la turația de sincronism n=750 rot/min, mașina alimentată în stator, cu circuitul rotoric deschis.**

Rezultatele măsurătorilor sînt trecute în tabelul 4.4.
Se calculează :

$$|Z_{11m}+Z_1| = \frac{U_{1''}}{I_{01''}} \qquad R_{11m}+R_1 = \frac{P_{01''}}{3I_{01''}^2}$$

$$X_{11m}+X_1 = \sqrt{(|Z_{11m}+Z_1|)^2-(R_{11m}+R_1)^2} \tag{4.2}$$

$$R_{11m} = \frac{P_{01''}}{3I_{01''}^2} - R_1$$

și se trec rezultatele în tabelul 4.5.

Tabelul 4.4

$U_{1''}$ V	$I_{01''}$ A	$P_{01''}$ W
450	14,04	396
425	12,21	342
400	10,92	276
380	9,84	216
350	8,67	174
300	6,96	156
250	5,55	87
200	4,7	58
150	3,09	33
100	2,05	17

Tabelul 4.5

$\lvert Z_{11m}+Z_1 \rvert$	$R_{11m}+R_1$	R_{11m}	$X_{11m}+X1$
18,52	0,670	0,257	18,51
20,12	0,762	0,349	20,11
21,18	0,771	0,358	21,16
22,36	0,722	0,309	22,34
23,38	0,771	0,358	23,36
24,96	1,072	0,659	24,94
26,04	0,942	0,529	26,02
24,6	0,876	0,463	24,58
28,06	1,010	0,597	28,04
28,2	1,348	0,935	28,18

c) **Probe de mers în gol la n=0, mașina fiind alimentată în rotor cu circuitul statoric deschis.**

Rezultatele măsurătorilor sînt trecute în tabelul 4.6, iar carculele efectuate conform relațiilor de mai jos, în tabelul 4.7.

$$|Z_{2m1}+Z_2| = \frac{U_{2'}}{I_{02'}} \qquad R_{2m1}+R_2 = \frac{P_{02'}}{3I_{02'}^2}$$

$$X_{2m1}+X_2 = \sqrt{(|Z_{2m1}+Z_2|)^2-(R_{2m1}+R_2)^2} \tag{4.3}$$

$$R_{2m1} = \frac{P_{02'}}{3I_{02'}^2} - R_2$$

Tabelul 4.6

$U_{1'}$ V	$I_{02'}$ A	$P_{02'}$ W	U_{e1} V
414	12,33	606	380,5
395,5	10,92	546	364
375	9,66	390	345
358,5	8,85	432	327,5
331,5	7,83	378	305
287,5	6,33	285	265
242	5,07	204	222,8
192,2	3,86	137	177
143,8	2,85	85	132
95,2	1,91	41	88,2

Tabelul 4.7

$\lvert Z_{2m1}+Z_{s}\rvert$	$R_{2m1}+R_{s}$	R_{2m1}	$X_{2m1}+X_{s}$
19,68	1,328	0,502	19,63
20,9	1,522	0,696	20,85
22,42	1,394	0,568	22,38
23,40	1,841	0,915	23,34
24,44	2,058	1,232	24,40
26,22	2,370	1,544	26,17
27,60	2,649	1,823	27,46
28,79	3,070	2,244	28,62
29,22	3,510	2,684	29,06
28,94	3,785	2,959	28,77

d) **Proba de mers în gol la turația de sincronism n=750 rot/min, mașina fiind alimentată în rotor, cu circuitul statoric deschis.**

Rezultatele măsurătorilor sînt trecute în tabelul 4.8, iar calculele efectuate conform relațiilor care urmează sînt trecute în tabelul 4.9.

Tabelul 4.8

$U_{2''}$ V	$I_{02''}$ A	$P_{02''}$ W
414	12,48	420
395,5	10,98	330
375	9,75	264
358,5	8,97	216
331,5	7,8	180
287,5	6,3	132
242	5,01	96
192,2	3,81	56
143,8	2,81	35
95,2	1,86	17

$$\lvert Z_{22m}+Z_2\rvert = \frac{U_{2''}}{I_{02''}} \qquad R_{22m}+R_2 = \frac{P_{02''}}{3I_{02''}^2} \tag{4.4}$$

$$X_{22m}+X_2 = \sqrt{(\lvert Z_{22m}+Z_2\rvert)^2-(R_{22m}+R_2)^2}$$

$$R_{22m} = \frac{P_{02''}}{3I_{02''}^2} - R_2$$

In continuare pornind de la relațiile (3.2) și prin scăderea rezultatelor obținute în probele a și b, respectiv c și d obținem :

$$R_{12m}=\frac{P_{01'}}{3I_{01'}^2}-\frac{P_{01''}}{3I_{01''}^2}=\frac{3}{2}L_{11h}\omega_1^2K_2'$$

$$X_{12m}=(X_1+X_{11m})-(X_1+X_{1m1})=\frac{3}{2}L_{11h}\omega_1^3K_2'' \tag{4.5}$$

$$R_{21m}=\frac{P_{02'}}{3I_{02'}^2}-\frac{P_{02''}}{3I_{02''}^2}=\frac{3}{2}L_{22h}\omega_1^2K_1'$$

$$X_{21m}=(X_2+X_{22m})-(X_2+X_{2m1})=\frac{3}{2}L_{22h}\omega_1^3K_1''$$

și cum :

$$\frac{R_{1m1}}{R_{2m1}}=\frac{L_{11h}}{L_{22h}}=k_ek_l \tag{4.6}$$

se obține în final :

$$\begin{aligned} X_{1m}&=X_{11m}-s^2X_{12m}\\ R_{1m}&=R_{11m}+sR_{12m}\\ Z_{1m}&=\sqrt{R_{1m}^2+X_{1m}^2} \end{aligned} \tag{4.7}$$

Calculele efectuate după aceste relații, pentru 3 valori ale alunecării $s=0$; 0,5 și 1, sînt trecute în tabelul 4.10 și permit să se reprezinte grafic variația impedanței de magnetizare a mașinii în funcție de tensiunea de alimentare, avînd ca parametru alunecarea în fig. 4.2 și în funcție de alunecare, avînd ca parametru tensiunea de alimentare în fig. 4.3.

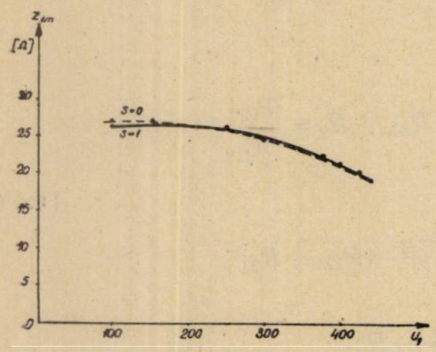


Fig. 4.2.

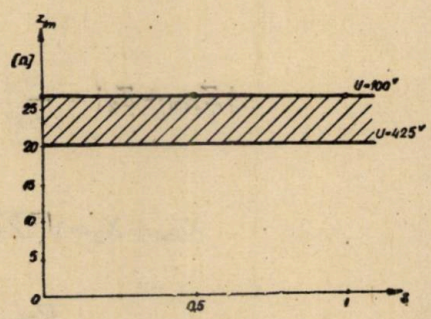


Fig. 4.3.

Tabelul 4.9

$\lvert Z_{22m}+Z_2 \rvert$	19,18	20,80	22,28	23,10	24,56	26,40	27,94	29,18	23,5	29,6
$R_{22m}+R_2$	0,899	0,915	0,927	0,895	0,986	1,110	12,75	1,288	1,475	1,637
R_2	0,826	0,826	0,826	0,826	0,826	0,826	0,826	0,826	0,826	0,826
R_{22m}	0,073	0,089	0,101	0,069	0,140	0,284	0,449	0,462	0,649	0,811
$X_{22m}+X_2$	19,16	20,60	22,26	23,08	24,55	26,38	27,88	29,16	29,46	29,59

Tabelul 4.10

R_{12m}	0,576	0,632	0,679	0,956	0,927	1,028	1,486	1,733	2,119	2,162	
X_{12m}								0,44	0,44	0,68	
R_{21m}	0,429	0,607	0,467	0,946	1,072	1,260	1,372	1,782	2,035	2,148	
X_{21m}					0,15	0,21	0,42	0,46	0,40	0,82	
$k_e k_l$	1,64	1,41	1,83	1,385	1,14	1,096	1,1	0,975	1,01	1,02	
X_{1m}	18,51	20,11	21,16	22,34	23,36	24,94	26,02	23,39	26,52	25,92	
R_{1m}	0,833	0,981	1,037	1,265	1,285	1,587	2,015	2,196	2,716	2,793	$s=1$
Z_{1m}	18,52	20,12	21,18	22,37	23,70	25	26,1	23,5	26,65	26,10	
X_{1m}	18,51	20,11	21,16	22,34	23,36	24,94	26,02	23,39	26,85	26,47	
R_{1m}	0,545	0,665	0,697	0,787	0,821	1,073	1,272	1,329	1,615	2,016	$s=0,5$
Z_{1m}	18,52	20,11	21,17	22,35	23,37	24,96	26,05	23,42	26,9	26,55	
X_{1m}	18,51	20,11	21,16	22,34	23,36	24,84	26,02	23,39	26,96	26,64	
R_{1m}	0,257	0,349	0,358	0,309	0,358	0,559	0,529	0,463	0,597	0,935	$s=0$
Z_{1m}	18,51	20,11	21,16	22,34	23,36	24,85	26,03	23,4	26,97	26,66	

Făcînd observaţia că impedanţa Z_{1m1} se poate determina şi din încercarea c) calculînd :

$$I_{01}=\frac{I_{02r}}{k_i}$$

$$Z_{1m1}=\frac{U_{el}}{I_{01}} \tag{4.8}$$

$$X_{1m1}=\sqrt{Z_{1m1}^2-R_{1m1}^2}$$

se poate în acest fel determina pe :

$$\omega_1\frac{3}{2}L_{11h}=X_0=X_{1m1}+X_{12m}+k_ek_iX_{21m}. \tag{4.9}$$

Calculele sînt concentrate în tabelul 4.11.

In acest fel din analiza relaţiilor (3.2), (4.5) şi (4.9) se pot determina cei 4 coeficienţi :

Tabelul 4.11

k_i	I_{01}	Z_{1m1}	X_{1m1}	X_{11m}	X_0
1,28	9,65	23,8	23,79	18,51	18,51
1,186	9,22	22,85	22,83	20,11	20,11
1,357	7,14	28,0	27,97	21,16	21,16
1,178	7,52	25,2	25,17	22,34	22,34
1,07	7,32	24,1	24,07	23,36	23,531
1,045	6,05	25,38	25,32	24,94	25,171
1,05	4,85	26,8	26,72	26,02	26,482
0,987	3,918	26,20	26,10	23,39	23,838
1,008	2,82	27,08	26,96	26,96	27,36
1,01	1,88	27,1	26,96	26,64	27,48

$$K_1'=\frac{R_{11m}}{\omega_1X_0} \qquad K_1''=\frac{k_ek_iX_{21m}}{\omega_1^2X_0}$$

$$K_2'=\frac{R_{12m}}{\omega_1X_0} \qquad K_2''=\frac{X_{12m}}{\omega_1^2X_0} \tag{4.10}$$

Efectuînd calculele acestor coeficienţi pentru diferite valori ale tensiunii de alimentare, care corespund diferitelor stări de saturaţie a circuitului magnetic al maşinii de inducţie şi reprezentîndu-i grafic, se obţin curbele din fig. 4.4. şi 4.5.

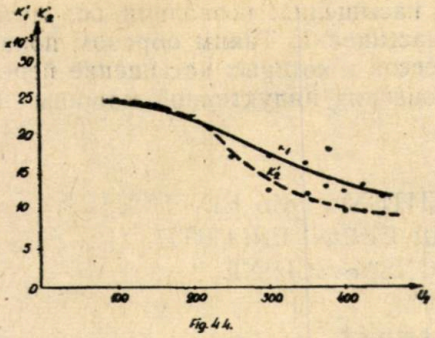


Fig. 4.4.

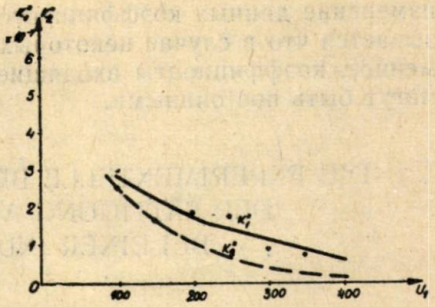


Fig. 4.5.

5. CONCLUZII

1. Impedanța de magnetizare a mașinii scade cu aproximativ 35% la mașina saturată față de mașina nesaturată.

2. Impedanța de magnetizare se modifică foarte puțin cu turația mașinii, la mașina nesaturată cu aproximativ 2,5—3% iar la mașina saturată practic nu se constată o modificare.

3. Coeficienții care caracterizează pierderile în fier se modifică pronunțat cu saturația, în sensul că la mașina puternic saturată ei scad cu 60—70% față de mașina nesaturată.

În concluzie la studiul fenomenelor tranzitorii în mașina de inducție coeficienții K_1', K_1'', K_2' și K_2'' se pot considera practic constanți; în schimb la modificarea saturației circuitului magnetic coeficienții calculați pentru mașina nesaturată trebuiesc corectați și nu pot fi considerați constanți în cazul unor procese în care saturația circuitului magnetic este o mărime variabilă.

BIBLIOGRAFIE

1. Dordea Toma, Asupra ecuațiilor mașinilor electrice de curent alternativ. Studii și Cercet. de energ. și elec. 1966, tom 16, nr. 1, p. 17.
2. Dordea Toma, Vasilievici Alex., Determinarea parametrilor mașinilor de inducție cu inele colectoare, considerînd saturația miezului feromagnetic. Simpozionul „Metode moderne de încercare a mașinilor și transformatoarelor de putere", Uzinele Electroputere, 1967, Craiova.

ОПЫТНЫЙ УЧЕТ ВЛИЯНИЯ НАСЫЩЕНИЯ НА ПОТЕРИ В ЖЕЛЕЗЕ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается влияние насыщения на потери железе в индуктивной трехфазной симетричной машине с обмоточным ротором. Описываются методы опытного определения коэффициентов характеризующих потери в железе. Испытания произведенные на двигателе мощно-

стью 7,5 кв, для различных значений насыщения, позволили получить изменение данных коэффициентов от насыщения. Таким образом показывается что в случае некоторых процессов в которых насыщение переменное, коэффициенты входящие в уровнения индуктивной машины не могут быть постоянными.

DIE EXPERIMENTELLE BETRACHTUNG DES EINFLUSSES DER SÄTTIGUNG AUF DIE EISENVERLUSTE BEI EINER INDUKTIONSMASCHINE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit analisiert man den Einfluss der Sättigung auf die Eisenverluste einer symmetrischen Dreiphaseninduktionsmaschine mit Schleifringläufer. Ausserdem beschreibt man noch die Methoden der experimentellen Bestimmung der Koeffizienten welche die Eisenverluste karakterisieren. Die auf einen Motor von 7,5 kW erprobten Versuche für die verschiedenen Werte der Sättigung, erlaubten die Erhaltung der Veränderlichkeit dieser Koeffizienten mit der Sättigung. Auf dieser Art zeigt man das im Falle einiger Prozesse, in denen die Sättigung veränderlich ist, die Koeffizienten die in dem Gleichungen der Induktionsmaschine vorkommen nicht als konstant betrachtet werden können.

STUDII ASUPRA RADIERELOR PE PILOȚI *)

DE

A. CERNATESCU, N. UNGUREANU

Se consideră un radier de tipul dală rezemat pe piloți ; dala este elastică și are comportare de placă. Ne propunem să determinăm eforturile în piloți și în dală la acțiunea sarcinilor transmise de construcție, care reazemă pe radier.

Pentru rezolvarea problemei se fac următoarele ipoteze :

a) Piloții și dala sînt alcătuite din materiale cărora li se aplică ipotezele rezistenței materialelor.

b) Fundația în ansamblu are un plan longitudinal de simetrie, care este și plan de simetrie al forțelor ce acționează fundația.

c) Încovoierea dalei poate fi asimilată cu o încovoiere cilindrică.

d) Grosimea dalei este constantă în direcție perpendiculară pe planul de simetrie.

e) Se consideră că dala nu este în contact direct cu terenul.

f) Piloții au rigidități mult mai mici decît dala și se pot considera articulați în dală.

g) Piloții sînt considerați că reazemă pe mediu elastic.

Problema a fost anterior tratată folosind în locul ipotezei g, premiza că piloții preiau numai forțe axiale, care se admite cînd forțele orizontale nu au valori mari, iar piloții sînt înfipți în terenuri care nu le permit să preia sarcini transversale [1].

În lucrarea de față se ia în considerație cazul forțelor orizontale mari și al piloților înfipți în terenuri care permit acestora să preia forțe transversale.

Prin urmare se tratează cazul cînd piloții preiau atît forțe axiale cît și forțe transversale. Se consideră că piloții se comportă ca grinzi semiinfinite rezemate pe mediu elastic, iar pentru calculul lor se folosește ipoteza lui Winkler.

Comportarea piloților înfipți în teren, poate fi corect caracterizată, dacă se încearcă o serie de piloți de probă. Încercările experimentale au arătat că există relații între forțele de înfingere și smulgere ale pilotului și deplasările

---

*) Comunicată la a XII-a sesiune științifică a cadrelor didactice de la Institutul Politehnic Timișoara — 1966.

axiale ale acestuia [3]. Pentru sarcinile de lucru această legătură se poate considera liniară,

$$\lambda = \frac{rN}{kb} \tag{1}$$

în care :

λ este înfigerea sau scoaterea pilotului sub acțiunea forței axiale N ;
r — un coeficient care caracterizează legea de înfigere sau scoatere a pilotului sub acțiunea forței N ; r are valori diferite pentru înfigere și scoatere și are dimensiuni $\frac{1}{cm}$ sau $\frac{1}{m}$;
b — lățimea pilotului — perpendiculară pe planul de încovoiere ;
k — coeficientul de tasare (kg/cm^3 sau t/m^3).

Deplasarea capului pilotului sub acțiunea unei forțe transversale T_0 aplicată la capătul superior, se determină ca la o grindă de lungime semi-infinită, rezemată pe mediu elastic.

Astfel

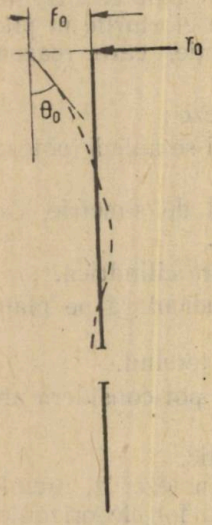


Fig. 1.

$$f_0 = \frac{2T_0\beta}{kb} \tag{2}$$

$$\theta_0 = -\frac{2T_0\beta^2}{k} \tag{3}$$

și

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{kb}{4EJ}} \tag{4}$$

în care :

f_0 este săgeata capului pilotului produsă de sarcina transversală T_0, aplicată la capătul superior ;
θ_0 — rotirea capului pilotului produsă de aceeași sarcină transversală T_0 ;
E — modulul de elasticitate al pilotului ;
I — momentul de inerție al secțiunii transversale a pilotului în raport cu axa de încovoiere.

Dacă la încercările de probă se măsoară f_0 se poate determina coeficientul de tasare k.

$$k = \frac{2T_0}{bf_0}\sqrt[3]{\frac{T_0}{2f_0EJ}}. \tag{5}$$

Pentru calculul eforturilor în piloți și dală, luăm ca sistem de bază, dala încastrată într-o secțiune transversală oarecare, iar deplasările reale ale încastrării notate cu u, v și θ le considerăm ca tasări de reazeme (fig. 2, a).

Sistemul de bază — dala încastrată la un capăt este acționat de sarcinile exterioare reduse în planul de simetrie și de forțele de legătură necunoscute din fiecare grupă de piloți.

Forțele de legătură le descompunem în două componente, una după direcția piloților dintr-o grupă Y_t, iar a doua componentă în planul median al dalei nedeformate X_t.

Ecuațiile de deformații și de echilibru se scriu

$$\begin{aligned}
&\delta^*_{11}y_1+\delta^*_{12}y_2+\ldots+\delta^*_{1n}y_n+\lambda_{11}x_1+\delta^*_{1p}=v\cdot\cos\varphi_1+u\cdot\sin\varphi_1+\theta\cdot a_1\cos\varphi_1\\
&\delta^*_{21}y_1+\delta^*_{22}y_2+\ldots+\delta^*_{2n}y_n+\lambda_{22}x_2+\delta^*_{2p}=v\cdot\cos\varphi_2+u\cdot\sin\varphi_2+\theta\cdot a_2\cos\varphi_2 \qquad (a)\\
&\vdots \qquad (6)\\
&\delta^*_{n1}y_1+\delta^*_{n2}y_2+\ldots+\delta^*_{nn}y_n+\lambda_{nn}x_n+\delta^*_{np}=v\cdot\cos\varphi_n+u\cdot\sin\varphi_n+\theta\cdot a_n\cos\varphi_n
\end{aligned}$$

$$y_1\cdot\cos\varphi_1+y_t\cdot\cos\varphi_2+\ldots+y_n\cdot\cos\varphi_n=\sum_1^m\varphi_j\cos\alpha_j=V$$

$$y_1\cdot\sin\varphi_1+y_2\cdot\sin\varphi_2+\ldots+y_n\cdot\sin\varphi_n+\sum_1^n x_t=\sum_1^m\varphi_j\sin\alpha_j=H \qquad (b)$$

$$y_1\cdot a_1\cos\varphi_1+y_2\cdot a_2\cos\varphi_2+\ldots+y_n\cdot a_n\cos\varphi_n=\sum_1^m\varphi_j b_j\cos\alpha_j=M_A$$

În scrierea ecuațiilor de echilibru elastic, cît și la determinarea coeficienților, nu s-a luat în considerație influența forței tăietoare și forței axiale în dală.

Coeficienții sistemului de ecuații (6) discutați mai amplu în lucrarea [1] au forma :

$$\delta^*_{it}=\delta^*_{itd}+\delta^*_{itp}=\int_0^{a_i}\frac{m_i^{*2}}{D}dx+\delta^*_{itp}=\int_0^{a_i}\frac{m_i^2\cos\varphi_t}{D}dx+\delta^*_{itp}=$$

$$=\delta_{itd}\cos^2\varphi_t+\delta^*_{itp} \qquad (7)$$

$$\delta^*_{ik}=\int_0^{a_t(a_k)}\frac{m_i^*m_k^*}{D}dx=\int_0^{a_i(a_k)}\frac{m_im_k}{D}\cos\varphi_i\cdot\cos\varphi_k\,dx=\delta_{ik}\cos\varphi_i\cos\varphi_k \qquad (8)$$

$$\delta^*_{ip}=\int_0^{a_i}\frac{m_i^*M_p}{D}dx=\int_0^{a_i}\frac{m_iM_p}{D}\cos\varphi_i\,dx=\delta_{ip}\cos\varphi_t \qquad (9)$$

în care δ^*_{itd}, δ^*_{ik}, δ^*_{ip}, reprezintă deplasări pe sistemul de bază, după direcția piloților, date de sarcini unitare $Y_t=1$ și $Y_k=1$, respectiv de sarcinile exterioare ;

δ^*_{itp} este deplasarea axială a capului pilotului sub acțiunea unei forțe axiale $Y_t=1$, calculată cu relația (1).

$$\delta^*_{itp}=\frac{1\cdot r_t}{b_tk_t}. \qquad (10)$$

D este rigiditatea la încovoiere a dalei,

$$D=\frac{E'h^3l}{12\,(1-\mu^2)} \qquad (11)$$

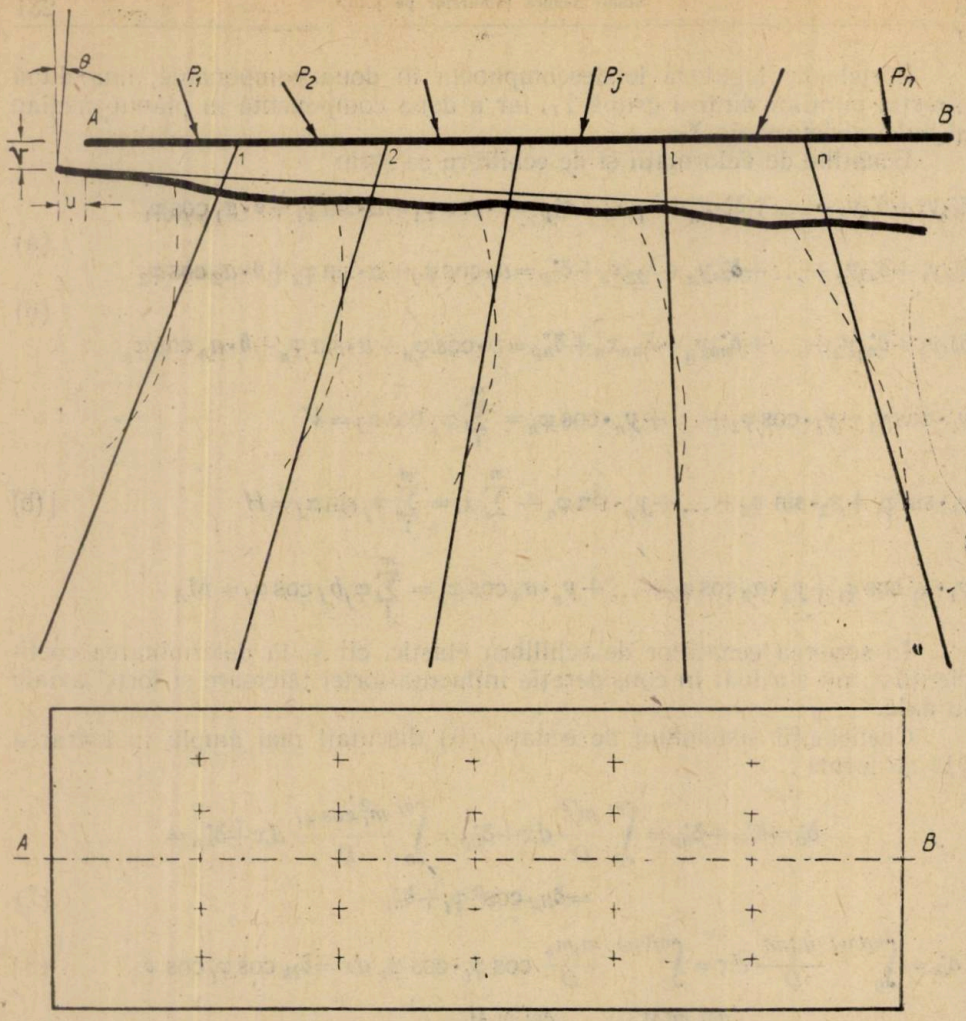

θ
P1
P2
Pj
Pn
A
B
v
u
1
2
i
n

Fig. 2.

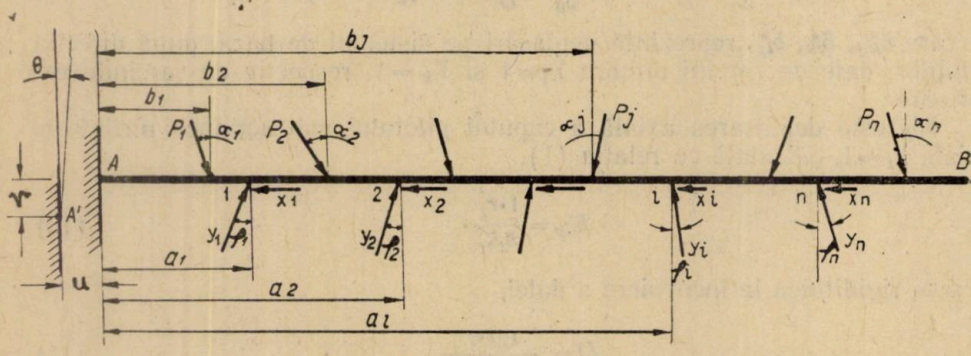

bj
b2
b1
θ
P1
α1
P2
α2
αj
Pj
Pn
αn
A
B
v
A'
u
1
2
i
n
x1
x2
xi
xn
y1
y2
yi
yn
a1
a2
ai

Fig. 3.

în care E' și μ sînt modulul de elasticitate, respectiv coeficientul lui Poisson al materialului din dală, h este grosimea dalei, iar l, lățimea dalei.

δ_{lid}, δ_{ik} și δ_{ip} sînt deplasări normale ale dalei, date de forțe unitare aplicate în punctele $i=1, 2, \ldots, n$ perpendicular pe dală, respectiv de forțele exterioare.

λ_{ll} reprezintă deplasarea capului pilotului în lungul axului său, dată de o forță unitară aplicată pe direcția lui X_l.

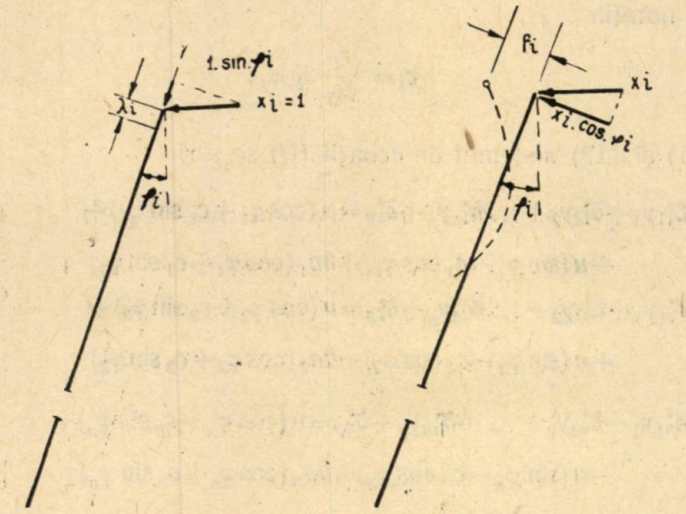


Fig. 4.

Din relația (1) și fig. 4 pentru $X_l=1$ rezultă

$$\lambda_{ll}=\frac{r_l\cdot\sin\varphi_l}{k_l b_l}\cdot \tag{12}$$

Sistemul de ecuații (6) are n necunoscute mai mult decît numărul ecuațiilor.

Oricare necunoscută X_l suplimentară se determină în funcție de deplasarea capului pilotului normală pe axul său. Pentru aceasta luăm în considerație numai deplasările dalei, ca un corp rigid, deoarece sînt mult mai mici și pot fi neglijate.

In consecință această deplasare este :

$$f_l=\frac{2\beta_l}{k_l b_l}X_l\cos\varphi_l. \tag{13}$$

Dar f_l se exprimă funcție de u, v și θ astfel,

$$f_l=u\cos\varphi_l-v\sin\varphi_l-\theta\, a_l\sin\varphi_l. \tag{14}$$

Din relația (13), ținînd cont de (14) se scoate X_i,

$$X_i = \frac{k_i b_i}{2\beta_i} \cdot \frac{1}{\cos\varphi_i}(u\cos\varphi_i - v\sin\varphi_i - \theta \cdot a_i \sin\varphi_i) \tag{15}$$

deci

$$\lambda_{ii} X_i = \frac{r_i}{2\beta_i} \operatorname{tg}\varphi_i (u\cos\varphi_i - v\sin\varphi_i - \theta\, a_i \sin\varphi_i). \tag{16}$$

Facem notația

$$c_i = \frac{r_i}{2\beta_i} \operatorname{tg}\varphi_i . \tag{17}$$

Cu (16) și (17) sistemul de ecuații (6) se scrie

$$\left.\begin{aligned}
&\delta^*_{11} y_1 + \delta^*_{12} y_2 + \ldots \delta^*_{1n} y_n + \delta^*_{1p} = v(\cos\varphi_1 + c_1 \sin\varphi_1) + \\
&\quad + u(\sin\varphi_1 - c_1\cos\varphi_1) + \theta a_1 (\cos\varphi_1 + c_1 \sin\varphi_1) \\
&\delta^*_{21} y_1 + \delta^*_{22} y_2 + \ldots \delta^*_{2n} y_n + \delta^*_{2p} = v(\cos\varphi_2 + c_2 \sin\varphi_2) + \\
&\quad + u(\sin\varphi_2 - c_2\cos\varphi_2) + \theta a_2 (\cos\varphi_2 + c_2 \sin\varphi_2) \\
&\quad \vdots \\
&\delta^*_{n1} y_1 + \delta^*_{n2} y_2 + \ldots + \delta^*_{nn} y_n + \delta^*_{np} = v(\cos\varphi_n + c_n \sin\varphi_n) + \\
&\quad + u(\sin\varphi_n - c_n\cos\varphi_n) + \theta a_n (\cos\varphi_n + c_n \sin\varphi_n)
\end{aligned}\right\} \tag{18.a}$$

$$\left.\begin{aligned}
&y_1\cos\varphi_1 + y_2\cos\varphi_2 + \ldots + y_n\cos\varphi_n = V \\
&y_1\sin\varphi_1 + y_2\sin\varphi_2 + \ldots + y_n\sin\varphi_n + \sum_1^n \frac{k_i b_i}{2\beta_i \cos\varphi_i}(u\cos\varphi_i - \\
&\qquad - v\sin\varphi_i - \theta a_i \sin\varphi_i) = H \\
&y_1 a_1\cos\varphi_1 + y_2 a_2\cos\varphi_2 + \ldots + y_n a_n \cos\varphi_n = M_A
\end{aligned}\right\} \tag{18.b}$$

Sistemul de ecuații (18) are $n+3$ necunoscute, n necunoscute Y_i și deplasările secțiunii de încastrare u, v, θ.

Soluția problemei este generală, adică lungimile piloților, secțiunile lor, chiar materialul pot să difere, cu condiția să se păstreze simetria față de axul longitudinal al dalei. De asemenea terenul poate avea tasări diferite, iar secțiunea dalei poate fi variabilă în lung.

După rezolvarea sistemului de ecuații se obțin deplasările u, v și θ și forțele axiale din piloți Y_i, iar fiecare din aceste forțe se împarte piloților din aceeași secțiune transversală a dalei.

Cu relația (15) se determină forțele orizontale X_i și fiecare din aceste forțe se împarte piloților din aceeași secțiune transversală a dalei.

Se determină apoi momentele încovoietoare din dală, date de forțele P_j și Y_i aplicate pe sistemul de bază.

Dacă numărul de ecuații este mare, rezolvarea sistemului este greoaie și se impune folosirea calculatoarelor electronice. Pentru aceasta, sistemul de ecuații trebuie scris sub forma matriceală, adecvată programării la calculator.

Cu notațiile $\frac{r_i}{k_i b_i}=K_i$ și $\frac{2\beta_i}{k_i b_i}=\rho_i$, și în urma unor transformări simple, sistemul de ecuații (18) devine:

$$\left(\delta_{11d}\cos\varphi_1+\frac{K_1}{\cos\varphi_1}\right)y_1+\delta_{12}\cos\varphi_2\cdot y_2+\ldots+\delta_{1n}\cos\varphi_n\cdot y_n-$$

$$-v(1+c_1\operatorname{tg}\varphi_1)-u(\operatorname{tg}\varphi_1-c_1)-\theta a_1(1+c_1\operatorname{tg}\varphi_1)+\delta_{1p}=0$$

$$\delta_{21}\cos\varphi_1\cdot y_1+\left(\delta_{22d}\cos\varphi_2+\frac{K_2}{\cos\varphi_2}\right)y_2+\ldots+\delta_{2n}\cos\varphi_n\cdot y_n-$$

$$-v(1+c_2\operatorname{tg}\varphi_2)-u(\operatorname{tg}\varphi_2-c_2)-\theta a_2(1+c_2\operatorname{tg}\varphi_2)+\delta_{2p}=0$$

$$\vdots$$

$$\delta_{n1}\cos\varphi_1\cdot y_1+\delta_{n2}\cdot\cos\varphi_2\cdot y_2+\ldots+\left(\delta_{nnd}\cos\varphi_n+\frac{K_n}{\cos\varphi_n}\right)-$$

$$-v(1+c_n\operatorname{tg}\varphi_n)-u(\operatorname{tg}\varphi_n-c_n)-\theta a_n(1+c_n\operatorname{tg}\varphi_n)+\delta_{np}=0$$

$$-y_1\cos\varphi_1-y_2\cos\varphi_2-\ldots-y_n\cos\varphi_n+V=0$$

$$-y_1\operatorname{tg}\varphi_1\cos\varphi_1-y_2\operatorname{tg}\varphi_2\cos\varphi_2-\ldots-y_n\operatorname{tg}\varphi_n\cdot\cos\varphi_n+$$

$$+v\sum_1^n\frac{\operatorname{tg}\varphi_i}{\rho_i}-u\sum_1^n\frac{1}{\rho_i}+\theta\sum_1^n\frac{a_i\operatorname{tg}\varphi_i}{\rho_i}+H=0$$

$$-y_1a_1\cos\varphi_1-y_2a_2\cos\varphi_2-\ldots-y_n a_n\cos\varphi_n+M_A=0$$

Sistemul de ecuații (19) este o ecuație matriceală de forma:

$$AY+B=0 \tag{20}$$

în care A este matricea patratică a coeficienților, iar Y și B sînt două matrice coloană a necunoscutelor și respectiv termenilor liberi. Matricea A este o matrice patratică nesingulară de ordinul $n+3$ și poate fi scrisă ca sumă de două matrice

$$A=C+D \tag{21}$$

în care C la rîndul său este un produs de două matrice, matricea patratică Δ și matricea diagonală Φ.

$$C=\Delta\Phi=$$

$$=\begin{Vmatrix} \delta_{11d} & \delta_{12} & \dots & \delta_{1n} & -1 & -\operatorname{tg}\varphi_1 & -a_1 \\ \delta_{21} & \delta_{22d} & \dots & \delta_{2n} & -1 & -\operatorname{tg}\varphi_2 & -a_2 \\ \vdots & & & & & & \\ \delta_{n1} & \delta_{n2} & \dots & \delta_{nnd} & -1 & -\operatorname{tg}\varphi_n & -a_n \\ -1 & -1 & \dots & -1 & 0 & 0 & 0 \\ -\operatorname{tg}\varphi_1 & -\operatorname{tg}\varphi_2 & \dots & -\operatorname{tg}\varphi_n & 0 & 0 & 0 \\ -a_1 & -a_2 & \dots & -a_n & 0 & 0 & 0 \end{Vmatrix} \begin{Vmatrix} \cos\varphi_1 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi_2 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & & & & & \\ 0 & 0 & \dots & \cos\varphi_n & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 1 \end{Vmatrix}$$

Matricea D se scrie

$$D=\begin{Vmatrix} \frac{K_1}{\cos\varphi_1} & 0 & \dots 0 & -[c_1\operatorname{tg}\varphi_1] & c_1 & -[a_1c_1\operatorname{tg}\varphi_1] \\ 0 & \frac{K_2}{\cos\varphi_2} & \dots 0 & -[c_2\operatorname{tg}\varphi_2] & c_2 & -[a_2c_2\operatorname{tg}\varphi_2] \\ \vdots & & & & & \\ 0 & 0 & \dots \frac{K_n}{\cos\varphi_n} & -[c_n\operatorname{tg}\varphi_n] & c_n & -[a_nc_n\operatorname{tg}\varphi_n] \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \dots & \left[\sum_1^n \frac{\operatorname{tg}\varphi_i}{\rho_i}\right] & -\sum_1^n \frac{1}{\rho_i} & \left[\sum_1^n \frac{a_i\operatorname{tg}\varphi_i}{\rho_i}\right] \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \end{Vmatrix}$$

iar matricele Y și B sînt:

$$y=\begin{Vmatrix} y_1 \\ y_2 \\ \vdots \\ y_n \\ v \\ u \\ \theta \end{Vmatrix} \qquad B=\begin{Vmatrix} \delta_{1p} \\ \delta_{2p} \\ \vdots \\ \delta_{np} \\ V \\ H \\ M_A \end{Vmatrix}$$

Ecuația matriceală (20) se mai scrie:

$$(\Delta\cdot\Phi+D)\,Y+B=0 \tag{25}$$

a cărei soluție este:

$$Y=-B(\Delta\cdot\Phi+D)^{-1}. \tag{26}$$

Soluția ecuației matriceale (20) pusă sub forma (26) poate fi ușor programată la un calculator electronic și se obțin astfel forțele care acționează piloții și dala.

BIBLIOGRAFIE

1. Cernătescu A., Ungureanu N., Radiere pe piloți — determinarea eforturilor în dală și piloți. Studii și cercetări de mecanică aplicată nr. 5, București, 1966.
2. Cernătescu A., Dima Gh., Asupra calculului fundațiilor pe grupe de piloți. Studii și cercetări științifice, Fizică și științe tehnice, An. VII (1956), fasc. 1. Acad. R.S.R. Filiala Iași.
3. Radosavlievic Z., Ing. Inst. Hidrotehnic „Iaroslav Cerni" — Belgrod. Calcul et Essais des Pieux en Groupe. 3b/12. Proceedings of the Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, London, 1957.

ОБ ФУНДАМЕНТНЫХ ПЛИТАХ НА СВАЯХ

(РЕЗЮМЕ)

Представляется метод определения усилий в плитах и сваях, предполагая :

1. пластина упругая,
2. при изгибе пластина принимает приблизительно цилиндрическую форму,
3. между сваей и пластиной имеется шарнирное соединение,
4. сваи считаются балками в упругой среде имея в виду гипотезу Винклера.

Представляется также матричная форма задачи и виду программировании на электронных вычислительных машинах.

ETUDE DES RADIERS APPUIES SUR PIEUX

(RÉSUMÉ)

On présent une méthode de détermination des efforts dans la dalle et dans les pieux en supposant que :

1. la dalle est élastique,
2. le fléchissement de la dalle est aproximativement cylindrique,
3. les pieux sont articulés dans la dalle, leur rigidité etant beaucoup inferieur á celle de la dalle.
4. on considere les pieux comme des poutres appuiées sur un milieu elastique, le calcul poursuivant la méthode de Winkler.

En vue de la programation à la machine électronique de calcul, on a présenté le problème aussi sous la forme matricielle.

REZULTATE EXPERIMENTALE PRIVIND DISTANȚA ȘI MĂRIMEA DESCHIDERII FISURILOR LA ELEMENTE DE BETON ARMAT SUPUSE LA COMPRESIUNE EXCENTRICĂ

DE

A. MIHAIESCU

NOTAȚII

A = $b \cdot h$ — aria secțiunii transversale de beton ;
A_{bt} = $b(h-x)$ — aria secțiunii transversale a betonului întins ;
Aa = aria secțiunii transversale a armăturii întinse ;
Aa' = idem a armăturii comprimate ;
a_f = deschiderea fisurilor ;
b = lățimea secțiunii elementului ;
d = diametrul armăturii longitudinale ;
E_a = modulul de elasticitate al oțelului ;
E_b = modulul de elasticitate al betonului ;
e_0 = excentricitatea forței normale (dsitanța de la axa centrului de greutate al secțiunii transversale a elementului la forța normală N);
h = înălțimea secțiunii transversale a elementului ;
l_f = distanța între fisuri ;
N, N_f = forța normală excentrică, forța normală de fisurare ;
$R_t = 3{,}5\, M/bh$ = rezistența betonului la întindere ;
u = perimetrul secțiunii ariei de armătură A_a ;
β_f = coeficientul variabil pentru calculul lui a_f;
$\varepsilon_0 = e_0/h$ = excentricitatea relativă ;
ε_t = alungirea specifică a betonului ;
$\mu\,^0/_0$ = $(100\, Aa/bh_0)$ procentul de armare pentru armătura ;
$\mu'\,^0/_0$ = $(100\, Aa'/bh_0')$ longitudinală întinsă idem comprimată ;

σ_{a2} = efortul unitar de întindere în armătură în stadiul de exploatare (stadiul II);

ψ = coeficientul variabil care reprezintă conlucrarea betonului întins dintre fisuri cu armătura întinsă.

1. CONSIDERAȚII GENERALE

Folosirea pe scară tot mai largă a oțelurilor superioare sub formă de bare cu profil periodic, ca armătură pentru betonul armat și introducerea metodei de calcul la stări limită, au impus studiul deschiderii excesive a fisurilor, care poate duce la o degradare rapidă a construcțiilor.

Cercetările efectuate pînă în prezent pe plan mondial în problema distanței și deschiderii fisurilor se referă aproape exclusiv la încovoiere și întindere centrică. Ele au pus în evidență cei trei factori principali care determină deschiderea fisurilor, în condiții normale de calcul și alcătuire ale elementelor de beton armat: natura suprafeței armăturii, procentul de armare și diametrul armăturii.

Unele norme oficiale prescriu calculul deschiderii fisurilor la elemente supuse la compresiune excentrică cu formule date pentru încovoiere [9], [10], etc.; un asemenea calcul este acoperitor, cu atît mai acoperitor cu cît excentricitatea este mai mică.

In urma studiilor teoretice și experimentale întreprinse în acest scop, se pune în evidență un al patrulea factor principal care condiționează, în acest caz, distanța și deschiderea fisurilor: mărimea excentricității relative a forței normale ce acționează în secțiune.

2. TEMATICA INCERCARILOR

Lucrările experimentale au avut ca scop verificarea considerațiilor teoretice și de calcul, privind formarea și deschiderea fisurilor pentru elementele de beton armat supuse la compresiune excentrică precum și stabilirea relațiilor de calcul al distanței și deschiderii fisurilor, pentru astfel de elemente, potrivit rezultatelor experimentale obținute.

Observațiile au fost efectuate pe stîlpi din beton armat de secțiune dreptunghiulară (20×30 cm) urmărindu-se influența principalilor parametri. Astfel s-a ales diametrul armăturii de 16,20 și 25 mm, procentul de armare între 0,75% și 3,75%, excentricitatea forței normale 0,3 h, 0,5 h, 1 h, 1,5 h, 2 h, 3 h. (excentricitatea a fost astfel stabilită încît să se poată urmări comportarea elementelor solicitate excentric între cele două limite de solicitare simplă; compresiune și încovoiere).

Stîlpii încercați au fost executați din beton obișnuit, marca betonului variind între 200 și 250 kgf/cm^2; la cîțiva stîlpi marca betonului fiind și mai mare.

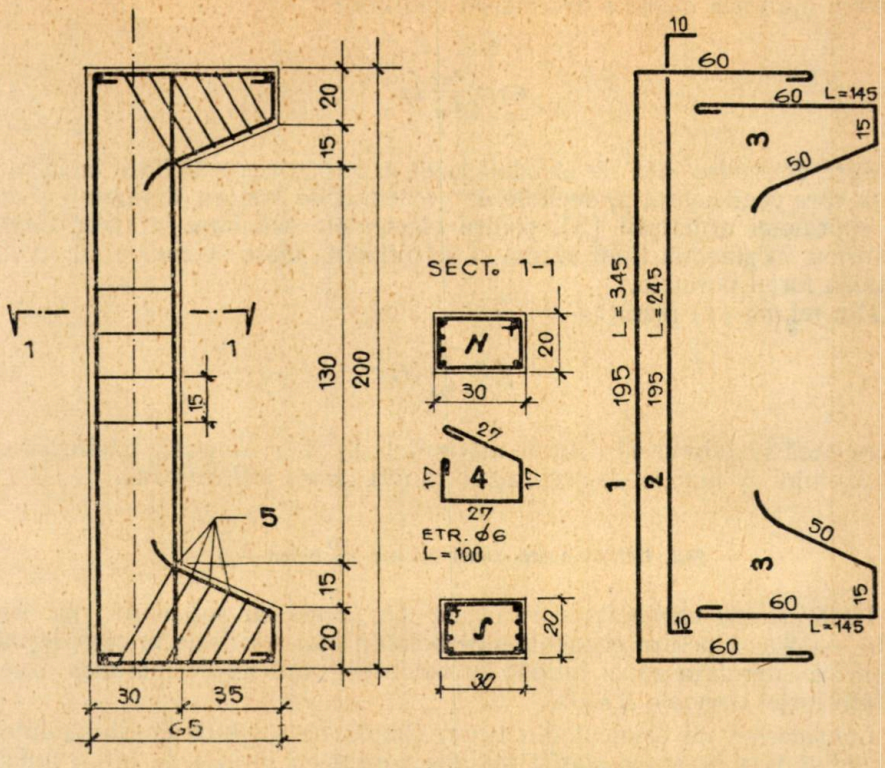


Fig. 1. Planul de armare a stîlpilor.

Elementele experimentale şi probele de control au fost păstrate în mediul umed şapte zile după turnare şi apoi în aer pînă la încercare. In general, au fost asigurate aceleaşi condiţii de păstrare pentru elementele experimentale şi probele de control.

Oţelul folosit a fost sub formă de bare cu profil periodic laminat la cald PC 52 fabricat la noi în ţară şi a corespuns prevederilor date în STAS 438/61 (oţel cu palier de curgere).

În figura 1 sînt redate planurile de armare ale stîlpilor.

3. RELAŢII DE CALCUL ALE DISTANŢEI ŞI MĂRIMII DESCHIRERII FISURILOR

Folosindu-se relaţiile de calcul din teoria generală a formării şi deschiderii fisurilor [3], [4], pentru elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică au rezultat expresii similare cu cele de la încovoiere [1], [6], [9], pentru distanţa medie dintre fisuri :

$$l_f = \beta_f \frac{A_{bt}}{u} \qquad (1)$$

și pentru mărimea medie a deschiderii fisurilor :

$$a_f = \frac{\sigma_{a2}}{E_a} l_f . \tag{2}$$

Spre deosebire însă de elementele de beton armat solicitate la încovoiere la care coeficientul β_f depinde de procentul de armare, diametrul și natura suprafeței armăturii [5], pentru elementele solicitate la compresiune excentrică, în plus s-a ținut seama și de influența mare pe care o are excentricitatea forței normale.

Din relația (1) rezultă :

$$\beta_f = \frac{u}{A_{bt}} l_f , \tag{3}$$

în care dacă se determină valorile mărimilor A_{bt} și l_f se poate găsi expresia coeficientului β_f funcție de principalii factori care-l influențează.

3.1. Determinarea zonei întinse de beton A_{bt}

Dacă pentru elementele încovoiate s-a admis cu suficientă exactitate că $A_{bt} = 0{,}5\, b \cdot h$ pentru elementele de beton armat solicitate la compresiune excentrică suprafața zonei întinse de beton este funcție de mărimea excentricității forței normale N_f [3].

Considerînd un element din beton simplu de secțiune dreptunghiulară (în stadiul I-a) se poate stabili variația suprafeței întinse de beton funcție de excentricitate, determinînd poziția axei neutre conform [2]. Poziția axei neutre este dată de relația (4) din [2].

$$\frac{1}{6}\xi_f^3 - 0{,}5\,\xi_f^2 - (2\varepsilon_0 - 0{,}5)\,\xi_f + \varepsilon = {}_0 0. \tag{4}$$

Pentru elementele experimentale rezultă următoarele valori funcție de e_0 (cu $b = 20$ cm și $h = 30$ cm) :

$e_0 =$	0,225 h	0,3 h	0,5 h	1,0 h	1,5 h	2 h	30 h
$x_f = \xi_f h =$	0,870 h	0,775 h	0,66 h	0,58 h	0,55 h	0,53 h	0,50 h
$A_{bt} = (h - x_f) b =$	78	135	204	252	270	287	300 cm²

Reprezentînd grafic (fig. 2) variația zonei întinse de beton funcție de ε_0 și $1/\varepsilon_0$ rezultă :

$$A_{bt} = bh\left(0{,}5 - 0{,}076\,\frac{1}{\varepsilon_0}\right). \tag{5}$$

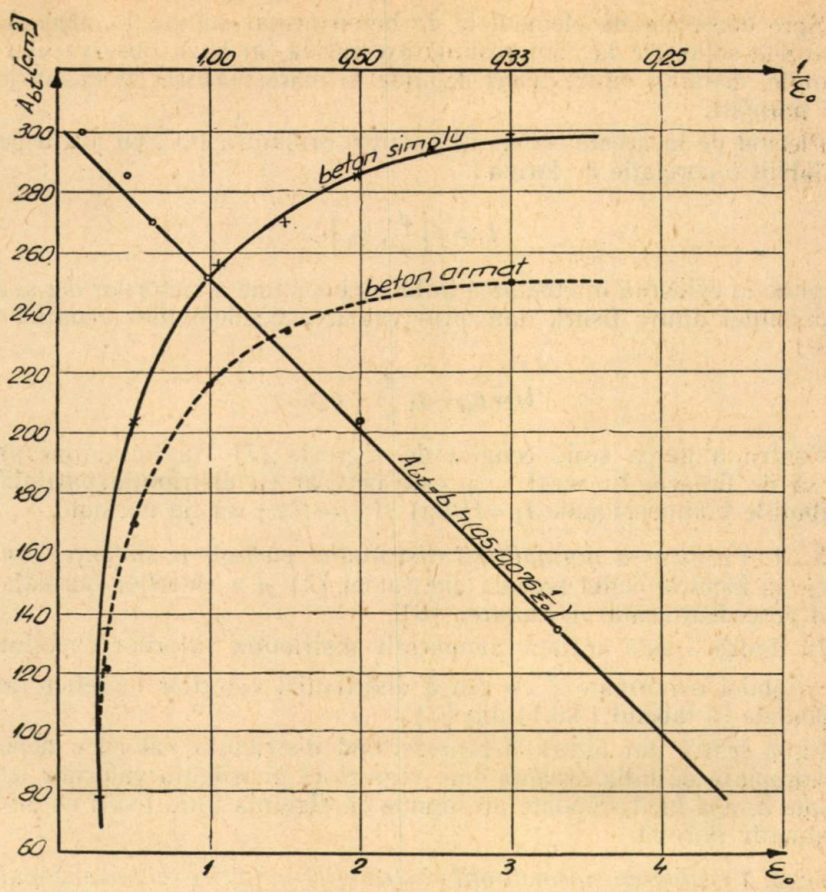


Fig. 2. Variaţia zonei întinse de beton A_{bt} pentru un element de beton armat de 20×30 cm, solicitat la compresiune excentrică în stadiul Ia.

3.2. Determinarea distanţei dintre fisuri l_f prin metode statistice

Valoarea expresiei distanţei dintre fisuri s-a stabilit plecînd de la studiul statistic al rezultatelor experimentale, determinîndu-se corelaţia între distanţa între fisuri l_f şi factorii principali care influenţează această distanţă cum ar fi : diametrul armăturii, procentul de armare, excentricitatea forţei normale, natura suprafeţei armăturii.

Studiul statistic al distanţei dintre fisuri s-a făcut luînd în considerare media rezultatelor experimentale pentru încărcarea de exploatare.

Pentru elementele de beton armat supuse la încovoiere simplă, pe baza studiilor şi cercetărilor efectuate pînă în prezent, există părerea unanimă că pe lîngă alţi factori distanţa dintre fisuri (sub sarcina de exploatare) depinde în mare măsură de raportul d/μ şi de natura suprafeţei armăturii.

Spre deosebire de elementele de beton armat supuse la încovoiere, la elementele solicitate la compresiune excentrică, în baza observațiilor experimentale, distanța dintre fisuri depinde în mare măsură de excentricitatea forței normale.

Plecînd de la aceste observații, pentru armătura P.C. cu profil periodic s-a stabilit o corelație de forma :

$$l_f = f\left(\frac{d}{\mu}, \varepsilon_0\right), \tag{6}$$

care pune în evidență intensitatea influenței comune a factorilor d/μ și ε_0 asupra distanței dintre fisuri, date prin valoarea coeficienților ecuației de regresie :

$$l_f = a_0 + a_1 \frac{d}{\mu} + a_2 \varepsilon_0 . \tag{7}$$

Pentru a putea scrie ecuația de regresie (7) corelația multiplă trebuie să fie liniară. In acest scop este necesar ca distribuția parțială l_f și distribuțiile bidimensionale $l_f = f(d/\mu)$ și $l_f = f(\varepsilon_0)$ să fie normale.

3.2.1. *Verificarea normalității distribuției parțiale a distanței dintre fisuri* l_f s-a făcut aplicînd metoda diagramei [7] și a abterilor normale și folosind procedeul arătat în lucrarea [8].

In figura 5 este arătată comparativ distribuția valorilor experimentale ale variabilei nenormate $\hat{Z}$ cu cea a distribuției valorilor teoretice normate Z, calculate în tabelul (5.3.1) din [3].

Linia frîntă din figura 3 reprezentînd distribuția valorilor nenormate este apropiată de linia dreaptă care reprezintă distribuția valorilor teoretice normate Z, așa încît se poate presupune că distanța între fisuri se distribuie aproximativ normal.

3.2.2. *Verificarea normalității distribuției empirice bidimensionale* :

a) $l_f = f\left(\frac{d}{\mu}\right)$;

b) $l_f = f(\varepsilon_0)$.

Pentru verificarea normalității bidimensionale s-a folosit drept criteriu, compararea valorilor $\chi^2_{(i)}$ calculate pentru fiecare pereche de valori l_f și d/μ precum și l_f și ε_0, cu valorile corespunzătoare ale distribuției teoretice [6].

$$\chi^2_{(i)} = \frac{1}{1-r^2}\left(\frac{x_i-\bar{x}}{\sigma_x}\right) + \left(\frac{y_i-\bar{y}}{\sigma_y}\right) - 2r\left[\left(\frac{x_i-\bar{x}}{\sigma_x}\right)\left(\frac{y_i-\bar{y}}{\sigma_y}\right)\right],$$

în care x_i și y_i sînt date, pentru cazul general ca variabile dependente ; în cazul nostru reprezintă d/μ și ε_0 . σ_x și σ_y reprezintă în cazul general abaterile medii pătratice ale variabilelor dependente ; pentru cazul nostru d/μ și ε_0.

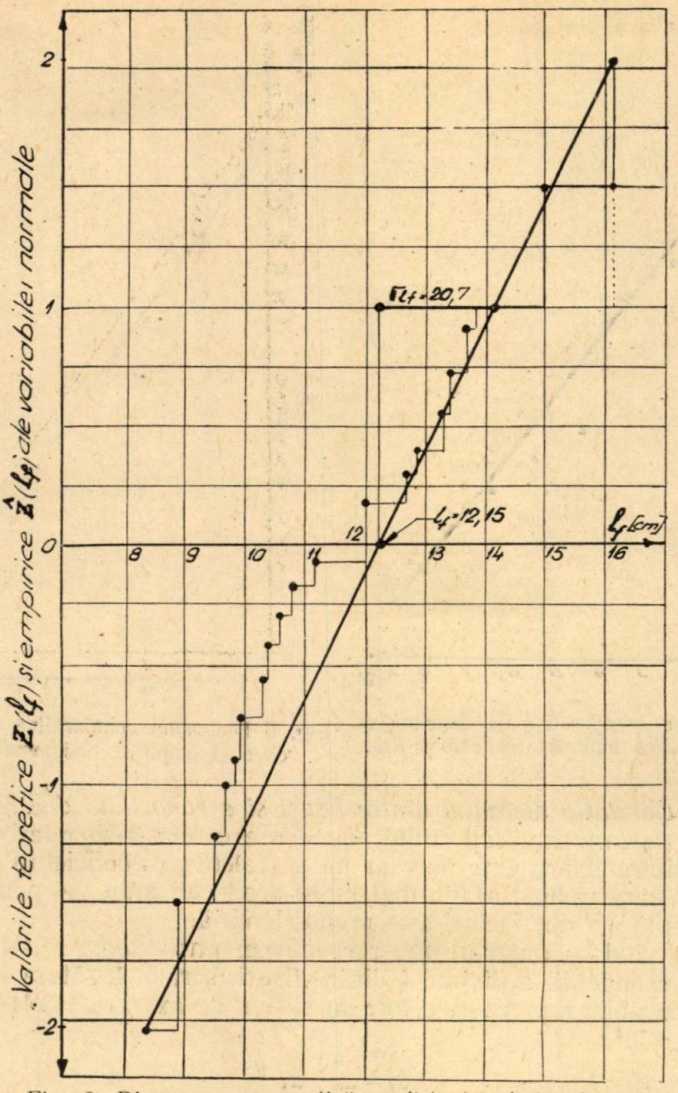


Fig. 3. Diagrama comparativă a distanţei dintre fisuri.

În figurile 4 şi 5 sînt reprezentate punctele avînd în abscisă valorile empirice $\chi^2_{(i)}$ şi în ordonată estimaţiile calculate $\frac{(n-i)+0,5}{n}$ ale mărimii $(1-(1-P\chi^2_{(i)})$ exprimate în procentela scară logaritmică.

Dreapta care trece prin punctul cu coordonate (0 : 100) reprezintă funcţia de distribuţie teoretică a valorilor $\chi^2_{(i)}$. Punctele distribuţiei empirice sînt grupate în jurul acestor drepte ceea ce arată că şi distribuţia empirică este normală.

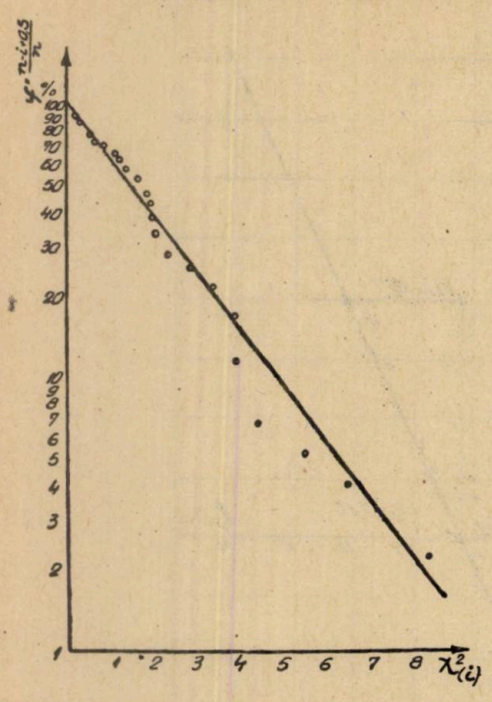


Fig. 4. Diagrama comparativă a distribuției teoretice și empirice bidimensionale l_f și d/μ.

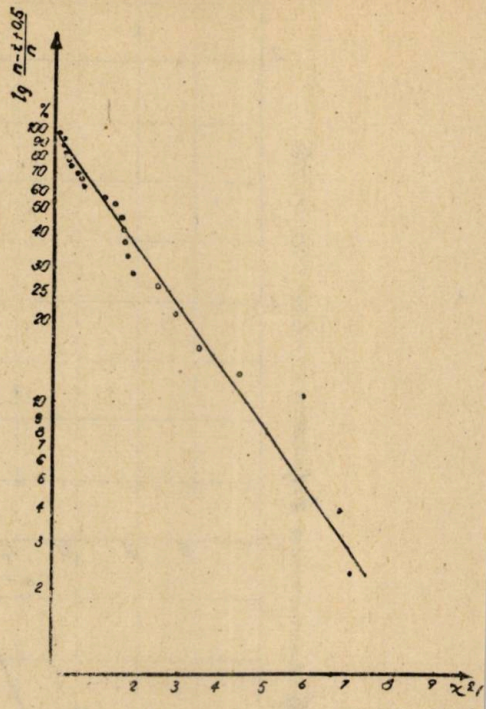


Fig. 5 Diagrama comparativă a distribuției te retice și empirice bidimensionale l_f și ε_0.

3.2.3. *Corelația distanței dintre fisuri și a raportului* d/μ. Pentru a vedea care este influența raportului d/μ și a excentricității relative ε_0 asupra distanței dintre fisuri, este necesar să se calculeze coeficienții de corelație simplă „r" care trebuie să fie mai mare decît cel puțin 0,4 pentru a vedea dacă influența acestor factori este preponderentă.

Considerînd că raportul d/μ, respectiv excentricitatea relativă ε_0 este o variabilă dependentă a distanței dintre fisuri, scriem legătura liniară a celor două variabile reprezentate într-un sistem de axe x, y; cele două drepte de regresie sînt:

$$l_f = a_0 + a_1 \frac{d}{\mu} \tag{8}$$

și

$$\frac{d}{\mu} = b_0 + b_1 l_f. \tag{9}$$

În lucrarea [3] sînt calculate valorile coeficienților a_0, a_1, b_0 și b_1, iar relațiile (8) și (9) se scriu:

$$l_f = 10{,}85 + 0{,}09 \frac{d}{\mu}; \tag{10}$$

$$\frac{d}{\mu} = 67 + 6{,}35\, l_f. \tag{11}$$

Spre a se verifica în ce măsură coeficientul de corelaţie „r" reprezintă o corelaţie reală cu o siguranţă statistică suficientă, pentru un număr de date — în cazul de faţă restrînse — este necesar să se calculeze valoarea t pentru $f=n-2$ grade de libertate cu expresia :

$$t=\frac{r}{1-r^2}\sqrt{n-2}=7{,}90, \tag{12}$$

unde „r" este coeficientul de corelaţie şi are următoarea expresie :

$$r=\sqrt{a_1 b_1}=0{,}76. \tag{13}$$

Valoarea t calculată cu expresia (12) trebuie să fie mai mare, decît valoarea $t(P\,;f)$ din tabelul distribuţiei Student (pag. 836, tabela XI [7]) ; pentru probabilitatea $P=0{,}95\%$ şi numărul gradelor de libertate $f=n-2=20$ rezultă $t(0{,}95\,;20)=1{,}73<7{,}90$ şi corelaţia este sigură.

3.2.4. *Corelaţia distanţei dintre fisuri şi a excentricităţii relative* ε_0. Ca şi la punctul 3.2.3 se calculează ecuaţiile de regresie :

$$l_f=a_0+a_1\varepsilon_0 \tag{14}$$

şi

$$\varepsilon_0=b_0+b_1 l_f\,, \tag{15}$$

precum şi coeficientul de corelaţie „r" şi valoarea t.

A rezultat [3] :

$$l_f=10{,}28+1{,}43\,\varepsilon_0\,; \tag{16}$$

$$\varepsilon_0=0{,}62+0{,}159\,l_f\,; \tag{17}$$

$$t=\frac{r}{1-r^2}\sqrt{n-2}=2{,}42\,; \tag{18}$$

$$r=\sqrt{a_1 b_1}=0{,}49\,; \tag{19}$$

$$t(0{,}95\,;20)=1{,}73<2{,}42^{\circ}$$

Din relaţiile (13) şi (19) care dă valorile coeficienţilor de regresie între 0,76 şi 0,49, rezultă influenţa preponderentă a celor doi factori studiaţi.

3.2.5. *Corleaţia multiplă a distanţei dintre fisuri funcţie de raportul* d/μ *şi excentricitatea relativă* ε_0. Şi în cazul acesta, dacă corelaţia este liniară, atunci şi funcţia de regresie este liniară, de forma relaţiei (7)

$$l_f=a_0+a_1\frac{d}{\mu}+a_2\varepsilon_0\,.$$

Se arată că ecuaţia de regresie este liniară în măsura în care distribuţia factorilor l_f, d/μ şi ε_0 este normală, iar corelaţia dintre l_f şi fiecare caracteristică factorială d/μ şi ε_0 este liniară. Acest lucru a fost arătat în paragrafele (3.2.1 ; 3.2.2 ; 3.2.3 ; 3.2.4) ale acestui capitol. Şi aici coeficienţii ecuaţiei de regresie multiplă a_1 şi a_2 arată ponderea influenţei fiecărui factor asupra distanţei dintre fisuri şi se determină prin metoda celor mai mici

patrate, astfel încît dispersia abaterilor valorilor observate l_f față de valorile determinate cu relația (7) să fie minimă.

Calculul corelației multiple $l_f = f(d/\mu\,;\,\varepsilon_0)$ s-a făcut folosind metoda celor mai mici patrate [3] rezultînd următoarea ecuație de regresie:

$$l_f = 0{,}04 + 0{,}075\,\frac{d}{\mu}\,\frac{1}{\varepsilon_0} + 1{,}8\,\varepsilon_0\,. \tag{20}$$

Cum se vede în relația de mai sus termenul liber $a_0 = 0{,}04$ influențează puțin distanța dintre fisuri și se poate neglija, iar ecuația de regresie se poate scrie simplificat:

$$l_f = 1{,}8\,\varepsilon_0 + 0{,}075\,\frac{d}{\mu}\,\frac{1}{\varepsilon_0}\,. \tag{21}$$

4. DETERMINAREA COEFICIENTULUI β_f

In cazul cînd se folosesc bare cu aceleași diametru pentru armătura A_a, avem:

$$\mu = \frac{4\,A_a}{d}\,. \tag{22}$$

Inlocuind în relația (3) expresiile din (5) și (21) și ținînd seama de (22) obținem:

$$\beta_f = \frac{4\mu}{d}\cdot\frac{1{,}8\,\varepsilon_0 + 0{,}75\,\dfrac{d}{\mu}\,\dfrac{1}{\varepsilon_0}}{0{,}5 - 0{,}076\,\dfrac{1}{\varepsilon_0}}\,. \tag{23}$$

Efectuînd împărțirea și ținînd seama de rezultatele experimentale, s-au eliminat termenii a căror valoare este neglijabilă (0,02) obținîndu-se în final:

$$\boxed{\beta_f = 0{,}6\,\frac{1}{\varepsilon_0} + 15\,\frac{\mu}{d}\,\varepsilon_0}\,. \tag{24}$$

Relația (24) este valabilă pentru compresiune excentrică la care excentricitatea relativă $\varepsilon_0 \leqslant 3$. Peste această valoare elementele de beton armat solicitate la compresiune excentrică se comportă ca și elementele încovoiate, aplicîndu-se în acest caz relațiile de calcul stabilite pentru încovoierea simplă. Relația (24) este valabilă pentru armături P.C. (cu profil periodic) pentru care s-au făcut încercări.

5. CONCLUZII

La elementele de beton armat solicitate la compresiune excentrică procesul de formare și dezvoltare a fisurilor nu este influențat numai de prezența armăturii ca la elementele încovoiate ci și de mărirea excentricității forței normale.

Fisurarea zonei întinse de beton se produce ca la grinzile supuse încovoierii, dar poziţia axei neutre depinde nu numai de calitatea betonului, a armăturii, de procentul de armare ci şi de excentricitatea forţei normale (fig. 6).

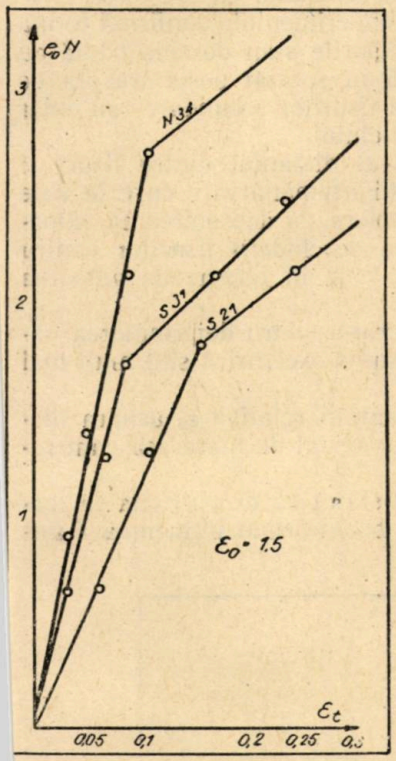


Fig. 6. Diagrama variaţiei efortului unitar de întindere în beton ε_t în funcţie de solicitare e_0/N.

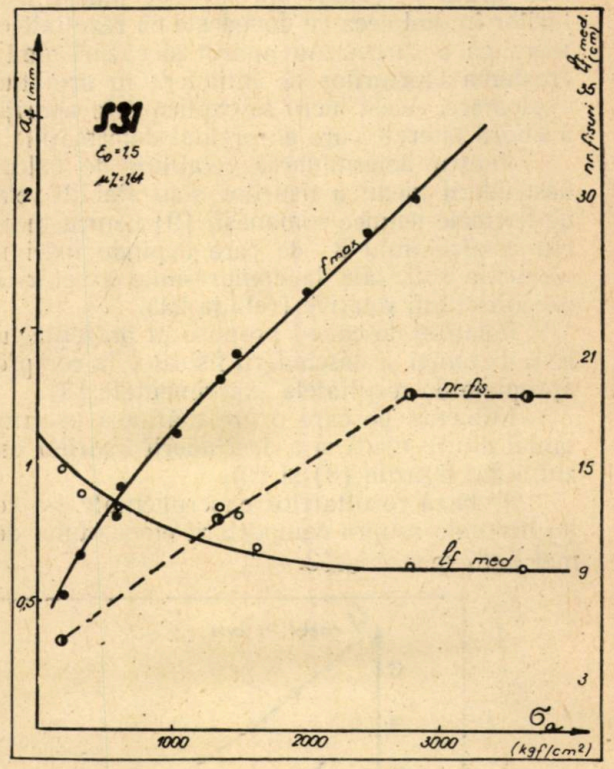


Fig. 7. Variaţia distanţei medii dintre fisuri, a deschiderii maxime a fisurilor şi a numărului de fisuri în funcţie de efortul unitar în armătura întinsă, obţinută în baza măsurătorilor experimentale.

Gradul de fisurare creşte odată cu excentricitatea. Cu cît excentricitatea forţei normale este mai mare cu atît fisurile apar mai devreme şi se deschid mai mult. Astfel, distanţa dintre fisuri, de care depinde mărirea deschiderii fisurilor, creşte odată cu creşterea excentricităţii (fig. 8).

Mărimea deschiderii fisurilor depinde de valoarea efortului unitar în armătura întinsă şi evident de distanţa dintre fisuri (relaţia 2), (fig. 7).

Diagramele din fig. 7 în general arată o variaţie liniară a mărimii deschiderii fisurilor funcţie de efortul unitar în armătură. Cu toate acestea, în zonele cu eforturi mici în armătura întinsă, variaţia este după o curbă.

In cazul elementelor încercate în lucrarea de faţă relaţiile propuse dau valori care coincid satisfăcător în general cu rezultatele experimentale în

cazul cînd eforturile unitare în armătură sînt cuprinse între 1 000—2 500 kg/cm². Dacă eforturile unitare în armătură sînt mai mici decît 1 000 kg/cm² se obţin valori teoretice ale fisurilor mai mari decît cele experimentale.

Intre aceste limite ale eforturilor în armătură mărimea deschiderii fisurilor arată o variaţie aproximativ liniară a curbei odată cu creşterea eforturilor în oţel ceea ce dovedeşte că rezultatele experimentale confirmă forma teoretică a curbei. Au apărut şi cazuri cînd fisurile s-au deschis odată cu creşterea eforturilor de întindere în armătură în special peste treapta de exploatare. Acest lucru se explică prin apariţia fisurilor secundare sau chiar a unora laterale care au preluat deformaţiile oţelului.

Pentru determinarea relaţiilor de calcul al distanţei dintre fisuri şi deschiderii medii a fisurilor s-au stabilit relaţii asemănătoare cu cele date de normele tehnice româneşti [9] pentru încovoiere, cu deosebirea că valoarea coeficientului β de care depinde mărimea deschiderii fisurilor pentru elemente solicitate la compresiune excentrică, este în funcţie de valoarea excentricităţii relative (relaţia 24).

Relaţiile de calcul propuse în prezenta lucrare pentru determinarea valorii distanţei şi deschiderii fisurilor la compresiune excentrică sînt mult mai apropiate de rezultatele experimentale [3].

Influenţa pe care o are mărimea excentricităţii relative ε_0 asupra distanţei dintre fisuri şi a deschiderii fisurilor este destul de mare aşa cum rezultă din figurile (8) şi (9).

Pe baza rezultatelor experimentale s-a constatat că excentricitatea forţei normale asupra comportării elementului de beton armat influenţează numai limitele $0 < \varepsilon_0 \leqslant 3$.

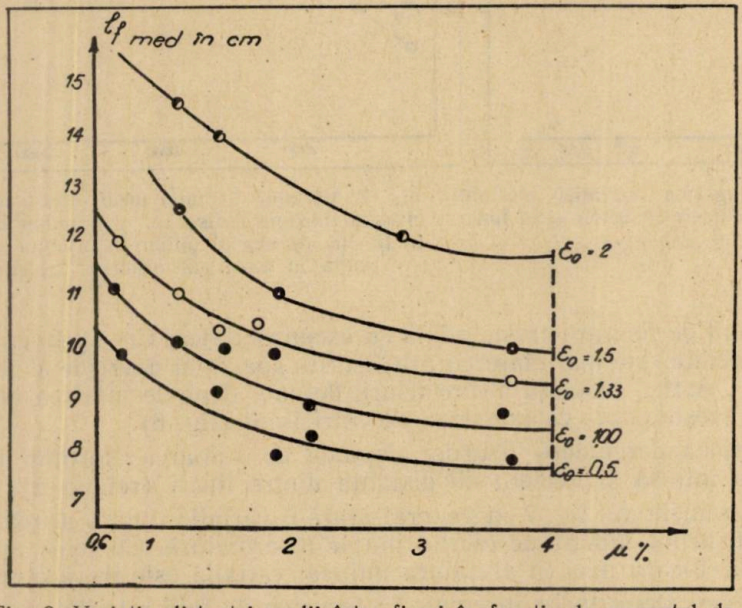


Fig. 8. Variaţia distanţei medii între fisuri în funcţie de procentul de armare şi de excentricitatea relativă a forţei normale.

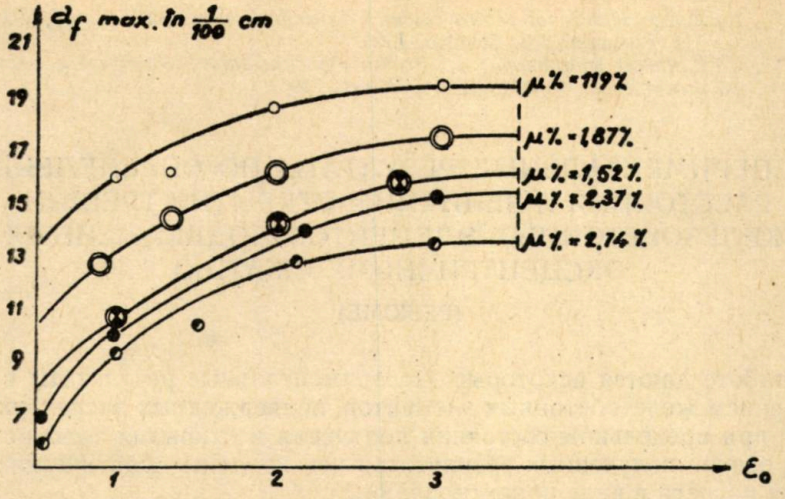


Fig. 9. Variaţia mărimii deschiderii fisurilor în funcţie de excentricitatea relativă a forţei normale şi a procentului de armare.

În cazul cînd $\varepsilon_0 > 3$ elementele se comportă ca şi în cazul încovoierii. Pentru starea limită de deschidere a fisurilor relaţia de calcul (24) este valabilă numai pentru $\varepsilon_0 \leqslant 3$. Peste această valoare calculul se face ca şi pentru elementele încovoiate deoarece influenţa momentului încovoietor faţă de forţa axială este foarte mare iar poziţia axei neutre depinde puţin de ε_0. Relaţiile stabilite pentru calculul distanţei dintre fisuri şi a mărimii deschiderii fisurilor pentru elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică completează un domeniu studiat puţin pînă în prezent pentru această solicitare.

BIBLIOGRAFIE

1. Avram C., *Curs de beton armat*, partea II-a, Litografia învăţămîntului Timişoara.
2. Avram C., Filimon I., *Curs de beton armat*, partea III-a, *Beton slab armat*. Bucureşti, Ed. de Stat Didactică şi pedagogică, 1962.
3. Mihăiescu A., Contribuţii la calculul distanţei şi deschiderii fisurilor la elemente de beton armat solicitate la compresiune excentrică, Teza de doctorat, Institutul Politehnic Timişoara, 1966.
4. Mihăiescu A., Studiul formării şi deschiderii fisurilor la elemente de beton armat supuse la compresiune excentrică, Buletinul Ştiinţific şi Tehnic al Institutului Politehnic Timişoara, Tom 12 (26), 1967.
5. Nicolau V. ş.a., *Introducerea în teoria betonului*, vol. II, Bucureşti, Ed. Tehnică, 1957.
6. Nicolau V., *Betonul armat*, Bucureşti, Ed. Tehnică, 1962.
7. Rancu N., *Statistica matematică cu aplicaţii în producţie*, Bucureşti, Editura Academiei RSR, 1963.
8. Stănculescu G., Ionescu M., Influenţa diferiţilor parametri asupra distanţei dintre fisuri şi deschiderii fisurilor la elemente de beton armat supuse la încovoiere, Bucureşti, Buletin INCERC, No. 1. Studii şi cercetări de beton armat şi beton precomprimat, 1965.

9. * * * , *Normativ condiționat pentru calculul construcțiilor la stările limită*, Vol. I, partea III, București, Ed. Tehnică, 1963.
10. * * * , *NiTB Rascet jelezobetonîh konstrukții experimentalno, teoreticeskne issledovanea po usoverșenstvovannie rasceta*, Moskva, 1961.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛТАТЫ ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ РАССТОЯНИЯ И ВЕЛИЧИНЫ ОТКРЫТИЯ ТРЕЩИН ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПОДВЕРЖЕННЫХ ЭКСЦЕНТРИЧНОМУ СЖАТИЮ

(РЕЗЮМЕ)

В работе даются некоторые экспериментальные результаты в связи с поведением железобетонных элементов, подверженных эксцентричному сжатию при предельном состоянии появления и открытия трещин.

На основе полученных результатов установлены практические соотношения расчета в виде проектирования.

L'OUVRAGE „RESULTATS EXPERIMENTAUX CONCERNANT LA DISTANCE ET L'ESPACEMENT DES FISSURES DES ÉLÉMENTS EN BÉTON ARMÉ SOURMIS À LA COMPRESSION EXCENTRIQUE"

(RÉSUMÉ)

Dans l'ouvrage sont présentés quelques résultats expérimentaux concernant le comportement des éléments de béton armé sollicités à la compression excentrique dans l'état — limite d'apparition et ouverture des fissures.

A parter des résultats obtenus sont établies des rélations practiques de calcul.

REGULATOR PNEUMATIC DE JOASĂ PRESIUNE CU ACȚIUNE PROPORȚIONAL-INTEGRALĂ *)

DE

R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEAKY

Utilizarea suprapresiunilor mici oferă tehnicei de automatizare pneumatică o serie de avantaje constructive și funcționale, cele mai importante fiind precizie de calcul mai ridicată, comportare dinamică mai bună, siguranță de funcționare mărită și consum redus de energie pneumatică [1], [2].

Funcționarea corespunzătoare a elementelor analogice pneumatice, alimentate cu suprapresiuni mici, depinde în măsură importantă de calitatea membranelor. Acestea trebuie să fie subțiri și cît mai flexibile, însușiri care însă duc la o stabilitate mecanică și chimică redusă și pot anihila precizia de calcul mai ridicată, principial posibilă datorită comportării liniare a elementelor *RC* pneumatice în condițiile suprapresiunilor mici. Siguranța de funcționare mărită a elementelor pneumatice de joasă presiune, datorată faptului că strangulările folosite ca rezistențe pneumatice au diametru mai mare și ca atare se înfundă mai greu, poate fi de asemenea periclitată de stabilitatea redusă a membranelor subțiri.

În prezenta lucrare s-au urmărit condițiile constructive și funcționale care permit realizarea unui regulator de joasă presiune cu membrane robuste, din caucuic de flexibilitate obișnuită, avînd grosmiea între 0,3 și 0,5 mm. Regulatorul elaborat în baza acestui studiu, a fost construit în Laboratorul de Automatizare a Facultății de Chimie Industrială din Timișoara.

Ca o primă măsură pentru reducerea exigențelor cu privire la flexibilitatea membranelor, autorii au mărit presiunea de alimentare de la 1 000 N/m^2, valoare propusă și utilizată de V. Ferner [3], la 3 000 N/m^2, știind că și în aceste condiții se mențin avantajele presiunilor mici [4], [5]. Mărirea presiunii de alimentare la 3 000 N/m^2 simplifică totodată și măsurarea presiunii, care în aceste condiții poate fi citită cu erori sub $\pm 0{,}3\%$ la un tub manometric vertical cu apă, pe cînd la 1 000 N/m^2 presiune de alimentare, sînt necesare manometre cu tub înclinat.

---

*) Lucrare prezentată la Sesiunea de comunicări științifice în domeniul calculatoarelor electronice și automaticii din 26—27 mai 1967 — Institutul Politehnic din Timișoara.

1. ELEMENTELE CONSTRUCTIVE

Elementul de bază al regulatorului este blocul cu patru compartimente (fig. 1), care spre deosebire de blocul realizat de V. Ferner (fig. 2), posedă o membrană de etanşare şi în compartimentul *1*. Autorii au constatat că această membrană de etanşare, deşi nu este necesară din punct de vedere constructiv, joacă un important rol funcţional, asigurînd echivalenţa celor patru compartimente.

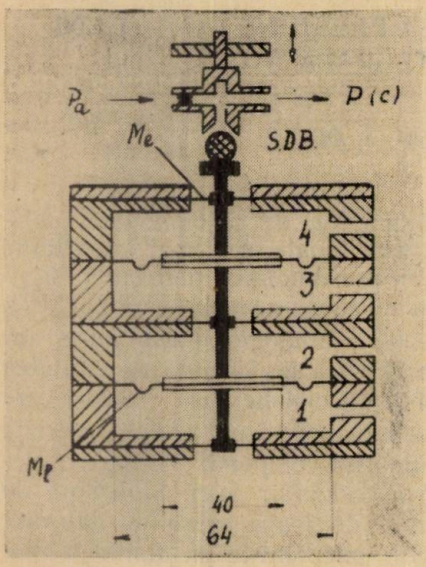


Fig. 1. P_a — presiunea de alimentare (3 000 N/m²); P — presiunea de ieşire a blocului (mărimea de comandă c); SDB — sistemul duză-bilă; M_e — membrană de etanşare; M_l — membrană de lucru.

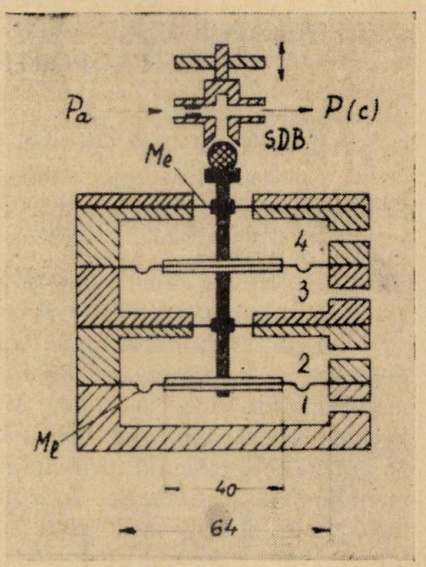


Fig. 2.

Sistemul duză-bilă (SDB), utilizat ca amplificator pneumatic, a fost dimensionat după datele din literatură [6]. În baza caracteristicei statice a acestuia (fig. 3), s-a adoptat intervalul 500—2 500 N/m² ca domeniu de lucru al regulatorului, domeniu în care neliniaritatea sistemului duză-bilă nu este pronunţată.

Schema cea mai simplă prin care se poate realiza comportarea *PI* este redată în figura 4. Acestui montaj îi corespunde schema bloc din figura 5, avînd funcţia de transfer de forma :

$$Y(s)=\frac{C(s)}{A(s)}=\frac{1}{\frac{1}{k}+\frac{T_i\cdot s}{K_p(1+T_i\cdot s)}} \qquad (1)$$

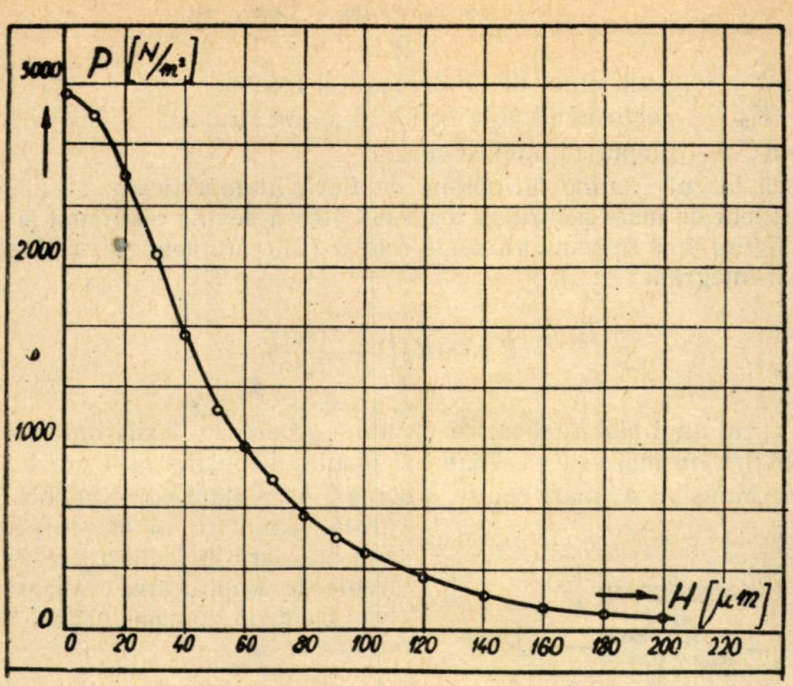


Fig. 3. P — presiunea de ieșire a sistemului duză-bilă; H — cursa bilei.

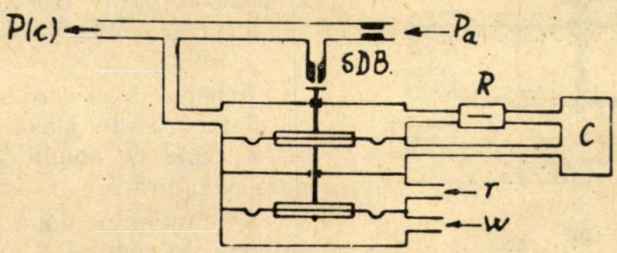


Fig. 4. R — rezistență pneumatică (tub capilar); C — capacitate pneumatică (recipient cu perete rigid); r — mărime de reacție; w — mărime de referință.

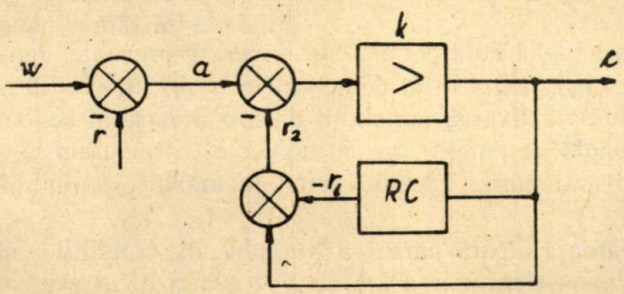


Fig. 5. a — mărime de acționare; r_1, r_2 — mărimi de reacție internă ale regulatorului.

în care : k este coeficientul de amplificare al blocului ;

K_p — coeficientul de transfer al regulatorului ;

$T_i = RC$ — timpul acțiunii integrale.

Dacă blocul conține membrane de flexibilitate ridicată, coeficientul k este suficient de mare pentru ca termenul $1/k$ să devină neglijabil și montajul din figura 4 să se comporte după relația (2), care definește acțiunea proporțional-integrală :

$$Y(s) = K_p\left(1 + \frac{1}{T_i \cdot s}\right). \qquad (2)$$

In cazul unui bloc realizat cu mebrane groase de flexibilitate obișnuită, termenul $1/k$ nu mai este neglijabil și montajul din figura 4 prezintă erori statice inadmisibil de mari pentru o acțiune de reglare cu componentă integrală. Ca atare în aceste condiții a fost necesară întroducerea a încă unei trepte de amplificare, realizată cu un bloc cu două compartimente, redat în figura 6.

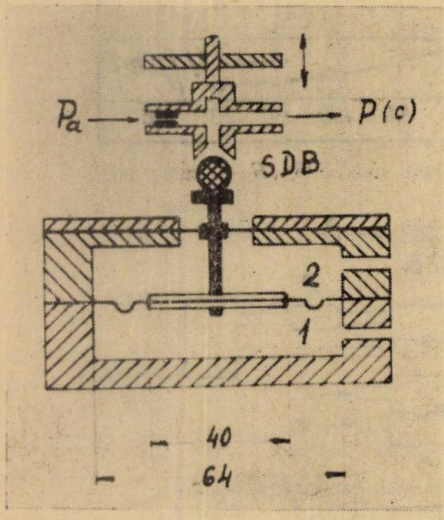


Fig. 6.

2. MONTAJUL CU DOUĂ TREPTE DE AMPLIFICARE

Schema după care s-a realizat un regulator *PI* de joasă presiune, cu două trepte de amplificare, este redată în figura 7.

Pe lîngă cele două trepte de amplificare, în montaj a mai fost întrodus ca element funcțional important un bloc cu arc (*BA*), de la care, prin intermediul rezistenței capilare R_s, se aplică o presiune constantă în compartimentul *2* al celei de a doua trepte. Această presiune, denumită presiune de echilibrare (P_e), avînd rolul de a compensa presiunea din compartimentul *1*, permite totodată fixarea punctului de funcționare al sistemului duză-bilă din prima treaptă de amplificare, în domeniul caracteristicei statice (fig. 3) cu panta cea mai mare, folosind astfel la maxim sensibilitatea sistemului duză-bilă.

Amplificarea ridicată care s-a obținut în condițiile montajului din figura 7, a impus stabilizarea lui, ceea ce s-a realizat prin intermediul elementului *RC* pneumatic format din rezistența R_s și capacitatea compartimentului *2* din cea de a doua treaptă de amplificare.

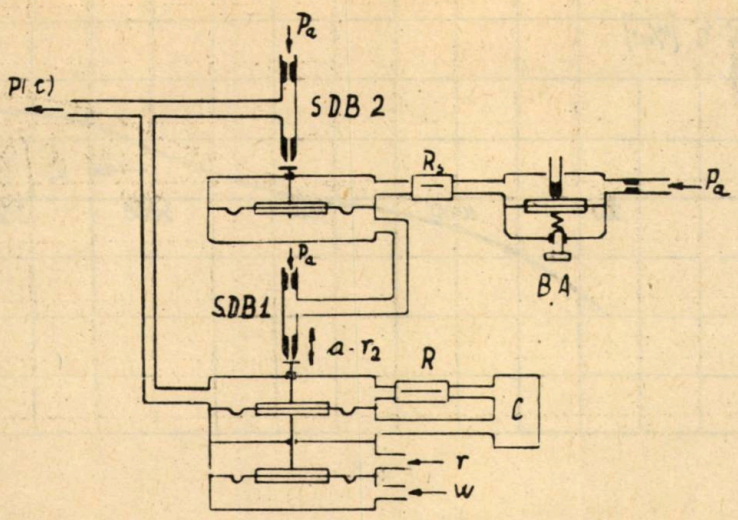


Fig. 7.

3. PERFORMANȚELE REGULATORULUI *PI* CU DOUĂ TREPTE DE AMPLIFICARE

3.1. Eroarea statică

Diferența dintre mărimea de referință și mărimea de reacție, existentă în regimul staționar al sistemului de reglare automată, s-a determinat înglobînd regulatorul într-un circuit de reglare, recomandat în literatură pentru asemenea determinări [7].

Ajustarea regulatorului s-a realizat astfel ca eroarea statică ($a_s = w - r_s$ să fie nulă cînd mărimea de comandă c se află la mijlocul domeniului de lucru.)

Variația erorii statice în funcție de mărimea de comandă, în cazul regulatorului *PI* cu o singură treaptă de amplificare, realizat cu blocul din figura 1, este redată în figura 8. Se constată că eroarea statică atinge ± 30 N/m², ceea ce reprezintă $\pm 1{,}5\%$ din domeniul de lucru al regulatorului.

Curbele din figura 9 redau evoluția erorii statice a regulatorului cu două trepte de amplificare, la diverse valori ale presiunii de echilibrare. Intr-adevăr, se constată o micșorare a erorii statice cu creșterea presiunii de echilibrare. La presiuni peste 600 N/m², panta caracteristicei statice a sistemului duză-bilă nu mai crește decît puțin și ca atare mărirea presiunii de echilibrare peste această valoare, practic nu mai reduce eroarea statică. Din această cauză, curbele $a_s = f(c)$, determinate la presiunile de echilibrare de 600, 1 000 și 1 400 N/m², se suprapun.

Din diagramele figurii 9 rezultă, că în cazul regulatorului cu două trepte de amplificare, la presiuni de echilibrare peste 600 N/m², eroarea statică nu depășește ± 3 N/m², reprezentînd $\pm 0{,}15\%$ din domeniul de lucru. Ca atare

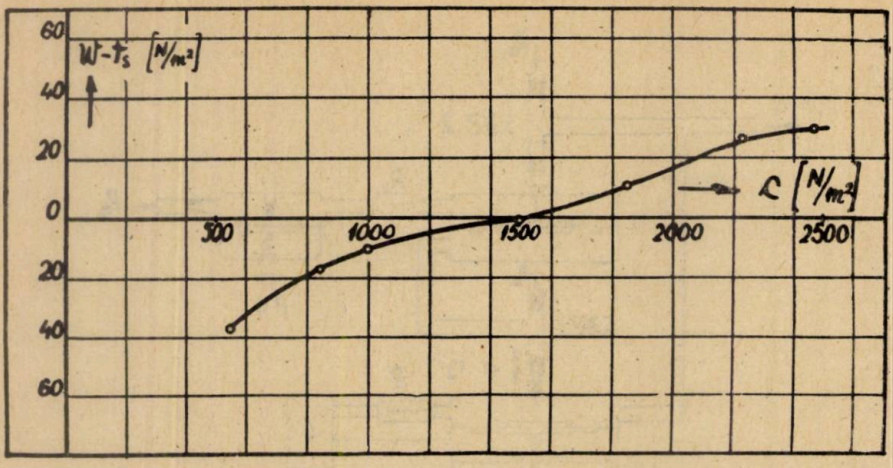


Fig. 8.

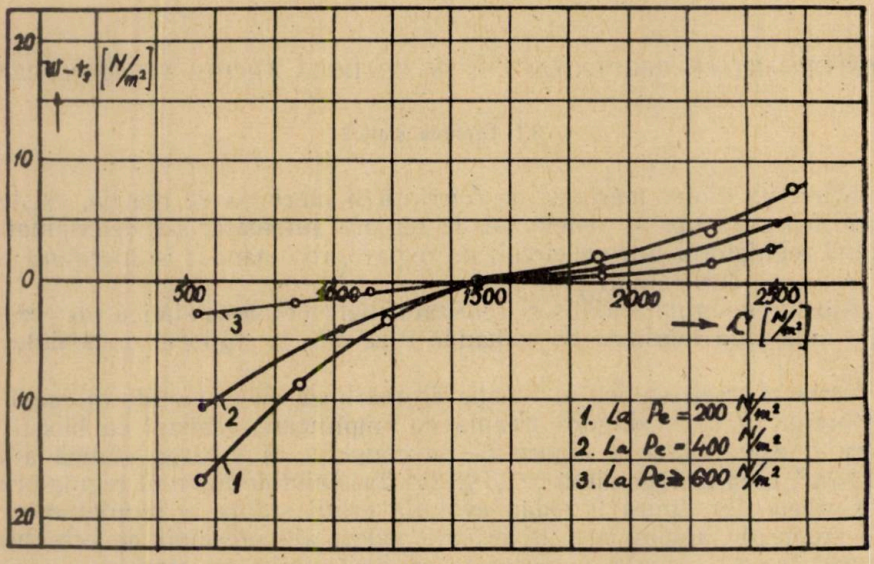


Fig. 9.

utilizarea a două trepte de amplificare în condiţiile montajului elaborat, reduce de zece ori eroarea statică, asigurînd regulatorului, realizat cu membrane robuste o precizie de reglare deosebită. Această precizie de reglare nu este asigurată de regulatoarele pneumatice convenţionale, cu presiunea de alimentare de 140 kN/m², decît în condiţii aparative mult mai pretenţioase [8], [9].

Dacă prima treaptă de amplificare se realizează însă cu blocul din figura 2, eroarea statică nu scade sub ±1%, fapt care exprimă importanța echivalenței dintre cele patru compartimente ale blocului.

3.2. Coeficienții K_p și T_i ai regulatorului.

Coeficientul de transfer K_p și timpul acțiunii integrale T_i, care intervin în ecuația regulatorului *PI* au fost determinați pe baza răspunsului la semnal treaptă, constatîndu-se că în limita erorilor experimentale, valorile lor nu depind de semnul și mărimea semnalului treaptă utilizat, ceea ce confirmă că mărirea presiunii de alimentare la 3 000 N/m² nu duce la apariția unor neliniarități sesizabile.

Coeficientul de transfer, care în condițiile constructive ale blocului din figura 1, este 1 în cazul reacției unitare, poate fi mărit pînă la aproximativ 8, prin utilizarea unui divizor de presiune, fără ca fluctuațiile presiunii de alimentare cu ±5%, să modifice sesizabil semnalul de ieșire al regulatorului.

Timpul acțiunii integrale poate avea valori cuprinse între cîteva secunde și 15—20 minute, în funcție de mărimea rezistenței și capacității pneumatice care formează elementul RC pe ramura reacției pozitive.

CONCLUZII

Regulatorul *PI* realizat în prezenta lucrare constituie o îmbunătățire a elementelor pneumatice de joasă presiune în privința preciziei de reglare, a siguranței de funcționare și a stabilității ajustării. Pe baza acestor calități și a limitelor largi între care pot varia valorile coeficienților K_p și T_i, regulatorul realizat a permis automatizarea unor instalații de laborator și pilot din cercetarea chimică, în condiții aparative deosebit de simple.

BIBLIOGRAFIE

1. V. Ferner, Messen, Steuern, Regeln 3 (1960), 83.
2. I. W. Waiser, *Voprosî pnevmo i ghidroavtomatiki*. Ed. Acad. URSS, Moscova, 1960, pag. 3—10.
3. V. Ferner, *Voprosî pnevmo i ghidroavtomatiki*. Ed. Acad. URSS, Moscova, 1960, pag. 181—204.
4. H. Töpfer, Monatsber. Dtsch. Akad. Wiss. Berlin 1 (1959), 459.
5. Tsigu-Hsian, Avtomatika i Telemehanika 8 (1961), 1133.
6. H. Töpfer, F. Siwoff, Messen, Steuern, Regeln 5 (1962), 369.
7. G. C. Brack, Messen, Steuern, Regeln 8 (1965), 229.
8. O. Bauersachs, W. Leeder, Siemens Zeitschrift 38 (1964), 430.
9. * * *, Regelungstechnik 15 (1967), 429.

ПНЕВМАТИЧЕСКИЙ РЕГУЛЯТОР НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ ПРОПОРЦИОНАЛЬНОГО ИНТЕГРАЛЬНОГО ДЕЙСТВИЯ

(РЕЗЮМЕ)

Целью работы является определение конструктивных и рабочих условий для осуществления регулятора пропорционального интегрального действия, ведущего себя линейно и имеющего статическую погрешность ниже 0,5%.

Достижение этих условий возможно благодаря следующему:

1. Использование мембран из резины обычной эластичности вулканизированной в нормальных условиях.
2. Использование двух ступеней усиления.
3. Увеличение давления питания до 3000 ньютон/м^2.
4. Обеспечение полной эквивалентности четырех отделений блока первой ступени усиления.

PNEUMATISCHER NIEDERDRUCKREGLER MIT PROPORTIONAL-INTEGRALEM VERHALTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Bestimmung konstruktiver und schaltungstechnischer Voraussetzungen auf Grund deren ein pneumatischer Niederdruckregler mit PI-Wirkung erhalten wurde der sich durch gute Betriebssicherheit und Nullpunktstabilität auszeichnet, lineares Verhalten aufweist und dessen statischer Regelfehler kleiner als 0,5% ist.

Zum Erreichen dieser Betriebsmerksmale sind folgende Bedingungen zu erfüllen:

1. Verwendung robuster Gummimembranen gewöhnlicher Flexibilität, mit einer Dicke von 0,3 bis 0,5 mm.
2. Verwendung zweier Verstärkerstufen im direkten Zweig des Reglers.
3. Erhöhung des Speisedruckes auf 3 000 N/m^2.
4. Sicherung einer vollkommenen Gleichheit zwischen den vier Kammern des Membranblockes der ersten Verstärkerstufe.

CALCULATOR ANALOGIC TRANZISTORIZAT *

DE

I. HOFFMANN, T. HENTEA, F. BRINZAN, W. FUCHS

In lucrare se prezintă un calculator analogic tranzistorizat realizat în cadrul catedrei de Electronică și automatică la laboratorul de Calculatoare analogice.

CARACTERISTICI TEHNICE GENERALE

Calculatorul conține 15 amplificatoare operaționale; 5 sumatoare, 5 sumator-integratoare și 5 amplificatoare speciale. Cele 5 amplificatoare speciale pot fi folosite ca invertoare sau ca amplificatoare de curent continuu în compunerea elementelor neliniare. Tensiunea de lucru („Variabila de calculator") este de ± 10 V. Fixarea potențiometrelor pentru coeficienți, a condițiilor inițiale și în general măsurătorile statice se realizează printr-o metodă de comparare utilizînd un potențiometru elicoidal cu 10 ture și un instrument de nul cu domeniul minim de 0,1 V.

Amplificatorul operațional este de tipul cu amplificator auxiliar cu modulare-demodulare [1] a cărui schemă principială este arătată în fig. 1. Amplificatorul cu cuplaj direct este realizat cu trei diferențiale, iar ieșirea se face peste un repetor emiter.

Amplificarea în curent a amplificatorului cu modulare-demodulare este de 500, iar impedanța de transfer a amplificatorului cu cuplaj direct este de 100 MΩ. Banda de frecvență la excursia maximă a tensiunii de ieșire de ± 10 V este de 1,5 kHz ca invertor. Deriva ca sumator în condiții de lucru obișnuite este sub 0,5 mV în 8 ore. Ca integrator în aceleași condiții deriva este de 0,1 mV/sec. la un coeficient de transfer de 1.

Transformatorul universal de funcții [3] aproximează o dependență neliniară $y=f(x)$ pe porțiuni cu 10 segmente de dreaptă. Valorile punctelor de frîngere ale segmentelor se pot regla continuu între $+9$ V și -9 V, iar panta segmentelor între valorile de $+8$ și -8. Schema principială a tipurilor de elemente din compunerea transformatorului universal este reprezentată în fig. 2.

Transformatorul specializat pentru funcții trigonometrice [2] este realizat din două blocuri neliniare și un amplificator de curent continuu (fig. 3.).

Cu ajutorul unui comutator se poate alege una din cele 4 funcții pe care le realizează dispozitivul.

$$y_1 = 10 \sin \pi \cdot x/2 \cdot 10\,; \quad y_2 = 10 \sin \pi \cdot x/10$$

$$y_3 = 10 \cos \pi \cdot x/2 \cdot 10\,; \quad y_4 = 10 \cos \pi \cdot x/10$$

---

*) Rezultatele comunicate la Sesiunea științifică a cadrelor didactice din IPT la data de 29 mai 1967.

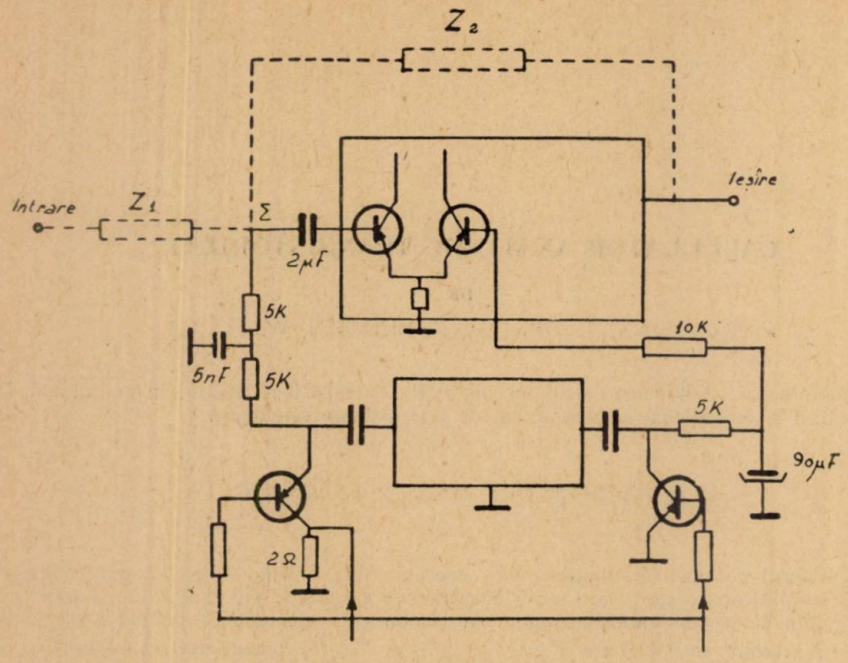


Fig. 1. Schema bloc a amplificatorului operațional.

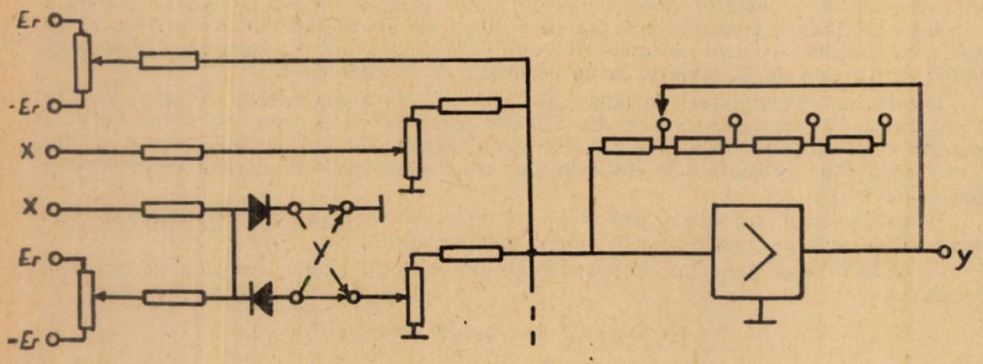


Fig. 2. Schema de principiu a transformatorului universal de funcții.

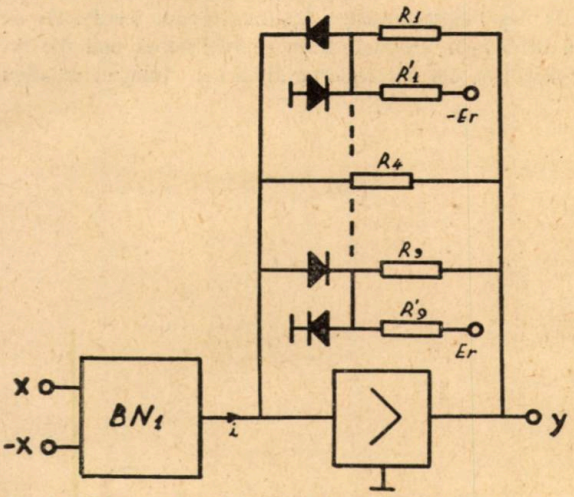


Fig. 3. Schema de principiu a transformatorului specializat pentru funcții trigonometrice.

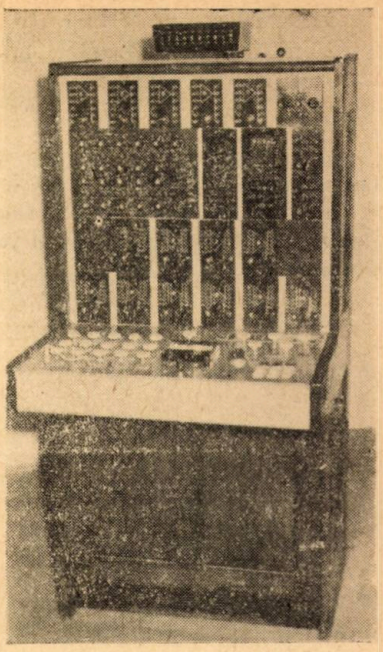


Fig. 4. Vedere generală a calculatorului.

Dispozitivul de înmulțire [3] este realizat dintr-un bloc nelinear compus din 2 scheme de însumare și două cuadratoare. Cuadratoarele aproximează parabola prin 8 segmente de dreaptă cu o eroare de 0,5%.

Sursele de alimentare ale calculatorului sînt toate stabilizate electronic.

In fig. 4 se poate vedea aspectul general al calculatorului.

BIBLIOGRAFIE

1. Felea I., *Circuite cu tranzistoare în industrie*. București, Editura Tehnică 1964, vol. I.
2. Ritchie C. C. and Young R. W., The design of Biased Diode Function Generators. Electronic Engineering Anglia iunie 1959 p. 347—357 v. 31 Nr. 376.
3. V. B. Uhacov, G. M. Petrov, Le calculateur analogique MH-10 nonlineaire a semiconducteurs. Deuxieme journees international de calcul analogique. Bruxelles 1958.

АНАЛОГОВАЯ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ МАШИНА НА ТРАНЗИСТОРАХ

(РЕЗЮМЕ)

Представлена аналоговая вычислительная машина на транзисторах, сконструированная на кафедре электроники и автоматики Политехнического института г, Тимишоара. Это представляет первую попытку реализовать в стране аналоговую вычислительную машину на транзисторах. Полученные достижения сравнимы с достижениями иных вычислительных устройств того-же типа.

TRANSISTORISIERTER ANALOGRECHNER

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit beschreibt den transistorisierten Analogrechner der an dem Lehrstuhl für Elektronik und Automatik des Polytechnischen Instituts erbaut wurde. Es ist in Rumänien der erste Versuch einen derartigen Analogrechner zu realisieren und die erzielten Leistungen sind mit jenen vergleichbar, die mit anderen ähnlichen Anlagen erhalten wurden.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC
TIMIŞOARA

SERIE NOUĂ

Tom 13 (27) Fasc. 2

IULIE — DECEMBRIE
1968

Budapesti Műszaki Egyetem
Központi Könyvtár
P143/1969

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. *Gh. Silaș* (redactor responsabil), prof. ing. *C. Avram*, membru corespondent al Academiei R.S.R., prof. dr. ing. *I. Anton*, membru corespondent al Academiei R.S.R., prof. dr. docent *C. Drăgulescu*, membru al Academiei R.S.R., prof. dr. ing. *T. Dordea*, prof. *O. Em. Gheorghiu*, prof. *V. Gheorghiu*, prof. ing. *D. Mateescu*, prof. dr. docent *I. Nanu* și prof. ing. *Al. Rogojan*.

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN TIMIȘOARA
Seria II, Tom 13 (27) Fasc. 2 Iulie-Decembrie 1968

SUMAR:

I. *MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ*

T. BINZARU, V. OIȚĂ, L. VUC: Asupra unei formule de cuadratură pentru integrala Riemann 273
N. NEUHAUS, T. BINZARU: Asupra unor serii de funcții Paul Appell .. 277
S. POENARU și GH. SUCIU: O generalizare a formulei lui Rodrigues pentru polinoamele lui Hermite 281
O. SLIMAC: Asupra unor ecuații funcționale de tip Pexider-Alaci 285
P. STAVRE: Asupra unei varietăți L_{n-1} din L_n 291

II. *CHIMIE*

D. BECHERESCU, R. CIPĂU: Determinarea raportului de combinare în sisteme reactive la temperaturi ridicate prin metoda difracției de raze X 297
C. DRĂGULESCU și I. KYRI: Studiul extracției niobiului din soluții sulfurice cu solvenți organici 303
C. DRĂGULESCU, M. LAZĂR: Acidul peri naftilen diamino *N—N, N'—N'* tetraacetic ca reactiv în analiza chelatometrică. Titrarea cuprului în prezență de murexid 313
C. DRĂGULESCU, M. GROȘANU, D. LAZĂR-JUCU: Studiul conductometric al hipofosfaților de argint și de bariu 321
R. CIPĂU, M. MORĂRU: Observații asupra unor date cinetice la sinteza bifenilului prin piroliza benzenului 327
MARIA MITRĂNESCU: Asupra utilizării unor indicatori Redox 339
Z. GROPȘIANU, M. MORĂRU: Aspecte ale sintezei pirolitice a bifenilului 345
P. TRIBUNESCU și GH. PĂRLEA: Cinetica descompunerii termice a hexacianocobaltiaților de Cd, Zn și Mn (II) 355
P. TRIBUNESCU și A. CHIRIAC: Cinetica reacției de iodurare a acetonei catalizată de ionii Co^{2+} 363

III. *ȘTIINȚE TEHNICE*

I. ANTON, I. FITERO: Considerații asupra asimetriei curentului principal și apariției curenților secundari în camera spirală 373
I. ANTON, M. POPOVICI: Distrugeri cavitaționale prin implozia bulelor provocate de scîntei electrice 389
V. ANCUȘA: Studiul unui traductor pentru măsurarea pulsațiilor de presiune 397
V. BARBU, D. NEGRU, D. IORGA: Influența principalilor parametri constructivi și funcționali asupra efectului de răcire al unui turbionator frigorific bidimensional 403
L. BARNA, L. CZEISLER, C. CĂLINESCU, T. NĂMOLOIU: Contribuții la metodele de desfășurare a camerelor spirale 423
V. BERINDEAN, N. CARAMAVRU, A. AVRAM, V. NEGREA, G. PURI: Contribuții la studiul funcționării cu amestecuri de motorină și benzină a motoarelor cu camera unitară 433
I. FITERO: Studiu experimental privind ipotezele de calcul ale camerelor spirale 443

GH. SAVII, I. POP, M. SELARIU : Stabilirea numărului optim de treceri la operația de strunjire pentru asigurarea preciziei geometrice .. 453

I. VLĂDEA, N. D. OANCEA : Dependența experimentală a influenței parametrilor aerului la intrare asupra proceselor de schimb termic și de masă 463

I. VLĂDEA : Studiul teoretic și experimental al schimbului de căldură prin tuburile cu nervuri rulate, înfășurate și plate 473

PL. ANDRONESCU : Comportarea ecuației diferențiale a curentului electric sub aspect energetic 487

PL. ANDRONESCU : Ecuațiile de capacitate ale lui Maxwell privite fenomenologic 501

N. BOGOEVICI : Folosirea transformatei Fourier pentru calculul efectului electrocaloric la sistemele electrice liniare în regim tranzitoriu aperiodic 521

AL. ROGOJAN : Registru acumulator cu transfer prin porți 529

E. SERACIN : Contribuții la proiectarea acționărilor electrice cu motoare de curent continuu cu excitație în serie 537

I. SORA, HORTENSIA RUSU : Determinarea reactanțelor de dispersie la motorul de inducție trifazat cu inele 549

D. TEODORESCU : Servomotorul ferorezonant în regimul de comandă cvasiliniar 557

M. BĂLĂ : Contribuții la calculul oscilațiilor nivelelor într-un castel de echilibru având forma tronconică. Determinarea analitică a saltului maxim și minim la închidere bruscă a turbinelor 563

P. BOTIZAN : Generalizarea metodei Takabeya pentru cadre etajate cu stîlpi paraleli cu bare cu secțiune constantă sau variabilă 571

D. GUȚESCU, I. ROSENAUER, M. VELICA : Reprezentarea lucrărilor terasiere prin curbe de nivel 583

I. MUNTEANU, I. STURZ : Considerații generale asupra calculului static al structurilor spațiale 595

M. CAPROIU, N. IONESCU, L. FITERO : Studiul influenței unor parametrii constructivi și funcționali ai ciocanelor asupra procesului de lucru al morilor cu ciocane 603

M. MODIGA, I. DĂNILĂ : Studii privind elaborarea unui nou tip de aparat de tăiere rotativ 615

A. ȘANDRU : Contribuții la studiul corelației dintre coeficientul de aderență și dimensiunile pneurilor de la roțile motoare ale tractorului 627

C. ȘTEFAN, ST. ANGHEL, L. MADARAS și D. STOICULESCU : Contribuții la stabilirea unei metode pentru studiul grafo-analitic al indicilor de exploatare ai agregatelor formate cu mașini agricole tractate și antrenate de la priza de putere a tractorului .. 637

C. URSONIU, A. DANKNER, FR. SCHNEIDER, GH. SILAȘ, T. CIOARĂ : Contribuții la studiul efectului vibrațiilor mecanice asupra organismului uman.. 645

NOTE

D. TEODORESCU, T. WÄCHTER : Controlul automat al rotoarelor la mașini asincrone cu defectoscopul electronic 653

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ БЮЛЛЕТЕНЬ
ТИМИШОРСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

Новая серия Том 13 (27) Выпуск 2 июль-декабрь 1968.

СОДЕРЖАНИЕ

I. МАТЕМАТИКА — ФИЗИКА — МЕХАНИКА

Т. БЫНЗАРУ, В. ОИЦЭ, Л. ВУК, О некоторой квадратурной формуле для интеграла Риманна 273
Н. НЕЙГАУС, Т. БЫНЗАРУ, О некоторых сериях функций П. Аппелл 277
С. ПОЕНАРУ, Г. СУЧЮ, Обобщение формулы Родрига для многочленов Эрмита 281
О. СЛИМАК, О функциональных уравнениях типа Пексидер-Алачь 285
П. СТАВРЕ, Об многообразии L_{n-1} в L_n 291

II. ХИМИЯ

Д. БЕКЕРЕСКУ, Р. ЧИНЭУ, Определение соотношения сооединения в реактивных системах при высоких температурах, методом дифракции рентгеновских лучей 297
К. ДРЭГУЛЕСКУ, И. КИРИ, Экстракция ниобия из сернокислых растворов органическими растворителями 303
К. ДРЭГУЛЕСКУ, М. ЛАЗЭР, Пери нафтилен диамин *N—N, N'—N'*, тетрауксусная кислота как реактив в келатометрическом анализе. Титрирование меди в присутствии мурексида . . . 313
К. ДРЭГУЛЕСКУ, М. ГРОШАНУ, Д. ЛАЗЬР-ЖУКУ, Кондуктометрическое изучение гипофосфата серебра и бария . . . 321
Р. ЧИПЭУ, М. МОРАРУ, О некоторых кинетических данных, касающихся синтеза бифенила путем пиролиза бензола . . . 327
МАРИА МИТРЭНЕСКУ, Об использовании некоторых индикаторов Редокс 339
З. ГРОПШЯНУ, М. МОРАРУ, К пиролитическому синтезу бифенила 345
П. ТРИБУНЕСКУ, Г, ПЫРЛЯ, Кинетика термического разложения гексакобальтицианида одно- и двухвалентных меди и ртути . 355
П. ТРИБУНЕСКУ, А. КИРИЯК, Кинетика реакции ацетона с йодом, катализированного ионами Co^{2+} 363

III. ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ

И. АНТОН, И. ФИТЕРО, Относительно асимметрии главного потока и появления вторичных течений в спиральной камере . . . 373
И. АНТОН, М. ПОПОВИЧЮ, Кавитационные разрушения производимые сокращением пузырьков образующихся под влиянием электрических искр. 389
В. АНКУША, Изучение датчика для измерения пульсаций давления 397
В. БАРБУ, Д. НЕГРУ, Д. ИОРГА, Влияние основных конструктивных и функциональных параметров на эффект охлаждения двухмерного холодильного турбионатора 403
Л. БАРНА, Л. ЦАИСЛЕР, К. КЫЛНИЧЯНУ, Т. НЕМОЛОЮ, К методу развертки спиральных камер 423
В. БЕРИНДЯН, Н. КАРАМАВРУ, В. АВРАМ, В. НЕГРЯ, Г. ПУРИ, К изучению работы двигателей с неразделенной камерой на смесях дизельного топлива с бензином 433

И. ФИТЕРО, Экспериментальное изучение расчетных гипотез спиральных камер 443
Г. САВИЙ, И. ПОП, М. ШЕЛАРЮ, Установление оптимального числа проходов при точении для обеспечения геометрической точности 453
И. ВЛЭДЯ, Н. Д. ОАНЧЯ, Опытная зависимость влияния параметров воздуха при входе на процессы тепло- и массообмена . . 463
И. ВЛЭДЯ, Теоретическое и экспериментальное изучение теплообмена через трубы с накатанным, навернутым и плоским оребрением 473
П. АНДРОНЕСКУ, Поведение дифференциального уравнения электрического тока с энергетической точки зрения 487
П. АНДРОНЕСКУ, Уравнения ёмкости Максвелла с феноменологической точки зрения 501
Н. БОГОЕВИЧ, Использование преобразования фурье при расчете электрокалорийного эффекта в линейных электрических системах в переходном апериодическом режиме 521
А. РОГОЖАН, Накапливающий сдвигатель с переносом через вентили 529
Е. СЕРАЧИН, К проектированию электрических приводов с двигателями постоянного тока с последовательным возбуждением . 537
И. ШОРА, ПОРТЕНЗИЯ РУСУ, Определение реактанса рассеяния трёхфазного индукционного электродвигателя с кольцами . 549
Д. ТЕОДОРЕСКУ, Феррорезонансный серводвигатель в квазилинейном режиме управления. 557
М. БЫЛЭ, К расчету колебаний уровня в уравнительном резервуаре в форме усеченного конуса. Аналитическое определение максимального и минимального скачка при резком закрыти турбин 563
П. БОТИЗАН, Расчет ярусных рам с параллельными столбами, методом Такабея 571
Д. ГУЦЕСКУ, И. РОЗЕНАУЭР, М. ВЕЛИКА, Изображение земляных работ при помощи горизонталей 583
И. МУНТЯНУ, И. СТУРЗ, Общие соображения о статическом расчете пространственных сооружений 595
М. КЭПРОЮ, Н. ИОНЕСКУ, Л. ФИТЕРО, Изучение влияния конструктивных и рабочих параметров молотков на рабочий процесс молотковых дробилок 603
М. МОДИГА, И. ДЭНИЛЭ, Исследование по разработке нового вращающегося аппарата для резки 615
А. ШАНДРУ, К исследованию соотношения между коэффициентом сцепления и размерами шин тракторных ведущих колес . . 627
К. ШТЕФАН, Ш. АНГЕЛ, Л. МЭДЭРАШ, Д. СТОЙКУЛЕСКУ, К установлению графоаналитического метода расчета эксплуатационных показателей агрегатов водимых трактором и работающих от силового отвода трактора 637
К. УРСОНИУ, А. ДАНКНЕР, ФР. ШНЕЙДЕР, Г. СИЛАШ, Т. ЧОАРЭ, К изучению влияния механических вибрации на человеческий организм 645

ЗАМЕТКИ:

Д. ТЕОДОРЕСКУ, Автоматический промышленный контроль роторов асинхронных машин при попомщи электронного дефетоскопа 653

BULLETIN SCIENTIFIQUES ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE DE TIMISOARA
II Série, tome 13 (27), Fasciole 2. Juillet-Décembre 1968

SOMMAIRE:

I. *MATHÉMATIQUE — PHYSIQUE — MÉCANIQUE*

T. BINZARU, V. OIȚĂ, L. VUC: Über einer Quadraturformel für das Riemännsche Integral .. 273
N. NEUHAUS, T. BINZARU: Über einige Paul Appell'sche Funktionsreihen .. 277
S. POENARU şi GH. SUCIU: Eine Verallgemeinerung der Formel von Rodrigues für Hermitsche Polynome .. 281
O. SLIMAC: Über einige Funktionalgleichungen vom Typus Pexider-Alaci .. 285
P. STAVRE: Sur une variété L_{n-1} dans un L_n .. 291

II. *CHIMIE*

D. BECHERESCU, R. CIPĂU: Anwendung der Röntgenstrahlbeugung bei der Bestimmung der Mohlverhältnisse von Verbindungen in Systemen, die bei höheren Temperaturen reaktionsfähig sind .. 297
C. DRĂGULESCU, I. KYRI: Untersuchungen über die Extraktion von Niobium aus schwefelsäuren Lösungen mit organischen Lösungsmitteln .. 303
C. DRĂGULESCU, M. LAZĂR: Peri-Naphtylen-diamin-*N*—*N*, *N'*—*N'*-tetraessigsäure als Reagens in der Chelatometrischen Analyse. Titrierung von Kupfer in Gegenwart von Murexid .. 313
C. DRĂGULESCU, M. GROȘANU, D. LAZĂR-JUCU: Konduktometrische Untersuchungen von Silber- und Bariumhypophosphat .. 321
R. CIPĂU, M. MORĂRU: Observations sur quelques données cinetiques a la synthése du biphényle par la pyrolyse du benzène .. 327
MARIA MITRĂNESCU: Über die Verwendung einiger Redox-Indikatoren 339
Z. GROPȘIANU, M. MORARU: Über die pyrolitische Synthese des Biphenyls .. 345
P. TRIBUNESCU, GH. PĂRLEA: La cinétique de la décomposition thérmique des hexacyanocobaltiates de Mn^{2+}, Cd^{2+} et Zn^{2+} .. 355
P. TRIBUNESCU, A. CHIRIAC: La cinétique de la réaction de iodification de l'acétone, catalysée par les ions Co^{2+} .. 363

III. *SCIENCES TECHNIQUES*

I. ANTON, I. FITERO: Betrachtungen über die Assymetrie der Hauptströmung und über das Erscheinen der Nebenströmungen in Spiralgehäuse .. 373
I. ANTON, M. POPOVICI: Cavitation damage by implosion of electrical spark generated bubbles .. 389
V. ANCUȘA: Studium eines Gebers zur Messung von Druckschwankungen .. 397
V. BARBU, D. NEGRU, D. IORGA: Der Einfluss der wichtigsten Konstruktions- und Betriebsgrössen eines zweidimensionalen Wirbelrohres auf dessen Kühleffekt .. 403
L. BARNA, L. CZEIZLER, C. CĂLNICEANU, T. NĂMOLOIU: Contributions aux Méthodes de développement des chambres spirales .. 423
V. BERINDEAN, N. CARAMAVRU, A. AVRAM, V. NEGREA, G. PURI: Beitrag zum Studium des Betriebes von Dieselmotoren mit Unmittelbarer Einspritzung bei Gebrauch von Gasöl-Benzin-Gemischen .. 433

I. FITERO: Experimentelle Studien in bezug auf die Annahmen zur Berechnung von Spiralgehäusen 443
GH. SAVII, I. POP, M. SELARU: L'établissement ou nombre optim de la passe a la operation de tourne autour pour assurer la precision geometrique 453
I. VLĂDEA, N. D. OANCEA: Die experimentelle Abhängigkeit des Einflusses der Lufteintrittsgrössen auf den Wärme- und Stoffaustauschvorgang 469
I. VLĂDEA: Theoretisches und experimentelles Studium einiger Rippenrohrwärmeaustauscher 473
PL. ANDRONESCU: Die Differentialgleichung des elektrischen Stromes unter energetischem Gesichtspunkt 487
PL. ANDRONESCU: Die Maxwellschen Kapazitätsgleichungen phenomenologisch gesehen 501
N. BOGOEVICI: Utilisation de la transformée Fourier pour le calcul de l'effet électrocalorique dans les systèmes électriques linéaires en régime transitoire apériodique 521
AL. ROGOJAN: Akkumulatorregister mit Übertragung durch Gatter .. 529
E. SERACIN: Beitrag zur berechnung elektrischer Antriebe mit Gleichstromreihenschlussmotoren 537
I. SORA, HORTENSIA RUSU: Die Streuerreaktanzenbestimmung beim Drehstromschleifringinduktionsmotor 549
D. TEODORESCU: Der Ferorezonant-Stellmotor in dem quasiliniaren Steuerbetrieb 557
M. BĂLĂ: Contribution au calcul des oscilation des niveaux dans un chateau d'échilibre ayant une forme tronconique. La determinaison analitique en sant maximum et minmium a la fermeture brusque des turbines 563
P. BOTIZAN: Le calcul des cadres étagés avec les piliers parallèles, par la méthode du Takabeya 571
D. GUȚESCU, L. ROSENAUER, M. VELICA: Die Darstellung der Erdarbeiten durch Höhenschichtlinien 583
I. MUNTEANU, I. STURZ: Considerations générales en ce qui concerne le calcul des structures spatiales 595
M. CĂPROIU, N. IONESCU, L. FITERO: Studium über den Einfluss einiger Konstruktions- und Funktionsparametern des Hammern auf das Mahlen bei der Schlagmühle 603
M. MODIGA, I. DĂNILĂ: Versuchsstudien über den Entwurf eines neuen Drehschneidewerkes 615
A. ȘANDRU: Contribution à l'étude de lo corrélation entre le coefficiant d'adhérence et les dimensions des pneux des roues moteurs du tracteur 627
C. ȘTEFAN, ST. ANGHEL, L. MADARAȘ, D. STOICULESCU: Contribution to Grapho-analytical Method of the calculus of the index of explotation aggregates trailed and driven by tractors 637
C. URSONIU, A. DANKNER, FR. SCHNEIRER, GH. SILAȘ, T. CIOARĂ, Contributions to the study of the effect of mechanical vibration on human organism 645
C. URSONIU, A. DANKNER, FR. SCHNEIDER, GH. SILAȘ, T. CIOARĂ: Contribution a l'étude de l'effet des vibrations mecaniques sur l'organisme humain 645

NOTES

D. TEODORESCU, T. WÄCHTER: Die automatische Industriekontrolle für Käfigläufer elektrischer Maschinen mit dem elektronischen Defektoskop 653

ASUPRA UNEI FORMULE DE CUADRATURĂ PENTRU INTEGRALA RIEMANN

DE

T. BINZARU, V. OIȚĂ, L. VUC

Fie funcția $f:[a, b]\to R$, aparținînd clasei C^{n+1} (funcția continuă împreună cu primele ei n derivate pe intervalul $[a, b]$.)

Se consideră pe intervalul $[a, b]$ nodurile $x_1, x_2, \ldots x_n$ și valorile corespunzătoare ale funcției: $f(x_1), f(x_2), \ldots, f(x_n)$. Cu aceste valori construim polinomul:

$$P(x)=\sum_{k=1}^{n} f(x_k)\frac{\omega_n(x)\,\omega_n(x-h)}{\omega_n'(x_k)}\left[\frac{1}{(x-x_k)\,\omega_n(x_k-h)}+\frac{1}{(x-x_k-h)\,\omega_n(x_k+h)}\right] \tag{1}$$

unde $\omega_n(x)=(x-x_1)(x-x_2)\ldots(x-x_n)$

și $|h|<\min(x_k-x_{k-1})$, $k=2, 3, \ldots, n$.

Polinomul (1) are următoarele proprietăți:

a) $P(x_k)=f(x_k)$, $k=1, 2, 3, \ldots, n$.

b) $P(x_k+h)=f(x_k)$, $k=1, 2, 3, \ldots, n$.

Folosind acest polinom pentru aproximarea funcției $f(x)$ pe $[a, b]$, putem scrie:

$$\int_a^b f(x)\,dx=\int_a^b P(x)\,dx+R \tag{2}$$

care ne conduce la o formulă de cuadratură de forma:

$$\int_a^b f(x)\,dx=\sum_{k=1}^{n} A_k f(x_k)+R \tag{3}$$

unde:

$$A_k=\int_a^b \frac{\omega_n(x)\,\omega_n(x-h)}{\omega_n'(x_k)}\left[\frac{1}{(x-x_k)\,\omega_n(x_k-h)}+\frac{1}{(x-x_k-h)\,\omega_n(x_k+h)}\right]dx \tag{4}$$

iar R este restul formulei de cuadratură, care urmează a fi determinat.

Pentru determinarea restului nu se poate urma metoda din [2] deoarece nu se poate determina un p, astfel încît formula (2) să fie exactă pentru orice polinom de gradul p. De aceea se consideră polinomul lui Lagrange atașat funcției $f(x)$ pentru nodurile $x_1, x_2, x_3, \ldots, x_n$:

$$Q(x)=\sum_{k=1}^{n}\frac{(x-x_1)(x-x_2)\ldots(x-x_{k-1})(x-x_{k+1})\ldots(x-x_n)}{(x_k-x_1)(x_k-x_2)\ldots(x_k-x_{k-1})(x_k-x_{k+1})\ldots(x_k-x_n)}f(x_k). \tag{5}$$

Acest polinom este polinom Lagrange și pentru polinomul (1).

Se poate scrie atunci:

$$\int_a^b f(x)\,dx=\int_a^b P(x)\,dx+R=\int_a^b Q(x)\,dx+R_1+R=\int_a^b Q(x)\,dx+R' \tag{6}$$

de unde rezultă:

$$R'=R_1+R \tag{7}$$

deci

$$R=R'-R_1 \tag{8}$$

Pentru R' se cunoaște însă expresia:

$$R'=\frac{1}{(n-1)!}\int_a^b \varphi(s)f^{(n)}(s)\,ds \tag{9}$$

unde

$$\varphi(s)=\frac{(b-s)^n}{n}-\sum_{k=1}^{n}\int_a^{x_k}(x_k-s)\frac{(x-x_1)(x-x_2)\ldots(x-x_{k-1})(x-x_{k+1})\ldots(x-x_n)}{(x_k-x_1)(x_k-x_2)\ldots(x_k-x_{k-1})(x_k-x_{k+1})\ldots(x_k-x_n)}\,dx \tag{10}$$

și analog cu R':

$$R_1=\frac{1}{(n-1)!}\int_a^b \varphi(s)P^{(n)}(s)\,ds \tag{11}$$

deci

$$R=\frac{1}{(n-1)!}\int_a^b [f^{(n)}(s)-P^{(n)}(s)]\varphi(s)\,ds. \tag{12}$$

În expresia lui $P^{(n)}(s)$ din formula (12) există și parametrul h, în raport cu care se poate pune problema aflării celui mai mic rest din formula de cuadratură (3).

Considerînd cazul a două noduri $x_1=a$ și $x_2=b$ se obține formula:

$$\int_a^b f(x)\,dx=\frac{(b-a)[(b-a)^2+h(b-a)-h^2]}{2(b-a+h)(b-a-h)}f(a)+$$

$$+\frac{(b-a)[(b-a)^2-h(b-a)-h^2]}{2(b-a+h)(b-a-h)}f(b)+R \tag{13}$$

unde :

$$R=\int_a^b \left\{f''(s)-[f(b)-f(a)]\frac{12s-6(a+b+h)}{(b-a)(b-a+h)(b-a-h)}\right\}\varphi(s)\,ds \tag{14}$$

iar :

$$\varphi(s)=\frac{(b-s)^2}{2}-\frac{(b-a)(b-s)}{2}. \tag{15}$$

Deoarece $\varphi(s)$ păstrează semn constant pe $[a, b]$ și $f(x)$ aparține clasei C^3 se poate scrie :

$$R=f''(\xi)\frac{(b-a)^3}{12}-\frac{6[f(b)-f(a)]}{(b-a)(b-a+h)(b-a-h)}\int_a^b[2s-(a+b+h)]\varphi(s)\,ds. \tag{16}$$

Pentru $h=0$ se obține ca un caz particular formula trapezului. Din formula (16) se poate determina h astfel încît restul să fie îmbunătățit față de cel din formula trapezului.

In general se va obține un procedeu pentru îmbunătățirea formulelor de cuadratură de tipul :

$$\int_a^b f(x)\,dx=\sum_{k=1}^{n} A_k f(x_k)+R. \tag{17}$$

BIBLIOGRAFIE

1. Luigi Merli, Construirea unei noi formule de interpolare, Revista di Matematica della Universita di Parma. Vol. 3. (2° semestre) 1962.
2. D. V. Ionescu, *Cuadraturi numerice*, Editura Tehnică 1957.
3. S. M. Nikolski, *Formule de cuadratură* (Traducere din limba rusă) Editura Tehnică 1964.

О НЕКОТОРОЙ КВАДРАТУРНОЙ ФОРМУЛЕ ДЛЯ ИНТЕГРАЛА РИМАННА

(РЕЗЮМЕ)

В данной работе исследуется квадратурная формула вида (3), с n узлами, коэффициенты которой A_k получаются при помощи многочлена (1).

Приводится точное определение остатка, пользуясь многочленом Лагранжа.

ÜBER EINER QUADRATURFORMEL FÜR DAS RIEMANNSCHE INTEGRAL

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Behandlung wird die Quadraturformel des Typus (3) mit n Knoten studiert, deren Koeffizienten mit Hilfe des Polynomes (1) erhalten werden.

Es gibt eine genaue Schätzung des Restes mit Benützung des Langrange Polynomes.

ASUPRA UNOR SERII DE FUNCȚII PAUL APPELL*)

DE

N. NEUHAUS, T. BINZARU

Se studiază o dezvoltare în serie de funcții P. Appell [1], precum și o egalitate care leagă coeficienții dezvoltării în cazul unei funcții cu pătrat integrabil.

1. În lucrarea de față autorii își propun să găsească dezvoltarea unei funcții numerice reale în serie de funcții P. Appell definite în [1] după cum urmează :

$$P(u,v)=\frac{1}{3}[\exp(u+v)+\exp(ju+j^2v)+\exp(j^2u+jv)]$$

$$Q(u,v)=\frac{1}{3}[\exp(u+v)+j^2\exp(ju+j^2v)+j\exp(j^2u+jv)] \qquad (1)$$

$$R(u,v)=\frac{1}{3}[\exp(u+v)+j\exp(ju+j^2v)+j^2\exp(j^2u+jv)].$$

Despre aceste funcții s-a arătat în [2] că sînt dublu periodice de perioade $T_1=\frac{2\pi}{\sqrt{3}}$ pentru u și $T_2=\frac{-2\pi}{\sqrt{3}}$ pentru v.

Pentru $u=\omega x$, $v=-\omega x$ se obțin funcții P. Appell de un argument de forma :

$$\begin{aligned} M_1(\omega x)&=P(\omega x,-\omega x)\\ M_2(\omega x)&=Q(\omega x,-\omega x)\\ M_3(\omega x)&=R(\omega x,-\omega x) \end{aligned} \qquad (2)$$

care evident sînt periodice de perioadă $T=\frac{2\pi}{\sqrt{3}}$.

---

*) Lucrare comunicată la cea de a XIII-a Sesiune științifică a cadrelor didactice din Institutul Politehnic Timișoara, 10—12 mai 1968.

Se consideră în continuare sistemul :

$$1,\ M_{11}(x),\ M_{21}(x),\ M_{31}(x),\ \ldots,\ M_{1k}(x),\ M_{2k}(x),\ M_{3k}(x),\ \ldots \tag{3}$$

unde s-a notat $M_i(k\omega x) = M_{ik}(x)$, $\quad i = 1, 2, 3,$

$k = 1, 2, 3, \ldots, n, \ldots$

care nu este ortogonal. Într-adevăr se poate arăta că :

$$\int_0^T M_{ik}(x)\,dx = \frac{T}{3}, \qquad i = 1, 2, 3\,; \quad k = 1, 2, 3, \ldots, n, \ldots$$

$$\int_0^T M_{ik}(x)\,M_{lp}(x)\,dx = \begin{cases} \frac{T}{3} \text{ pentru } i = l = 1, 2, 3\,; & k = p \\ \frac{T}{9} \text{ pentru } i,\ l = 1, 2, 3\,; & k \neq p \\ 0 \text{ pentru } i \neq l\,; & k = p. \end{cases} \tag{4}$$

Cu toate acestea, ținînd cont de analogia care există în multe direcții între funcțiile P. Appell și funcțiile trigonometrice, este interesant de văzut dacă această analogie se poate extinde și la dezvoltări în serii de funcții P. Appell. Se pune deci problema de a dezvolta o funcție $f(x)$ definită pe $[0, T]$ periodică și cu pătrat integrabil, într-o serie de forma :

$$\frac{A_0}{3} + \sum_{k=1}^{\infty} [A_k P(k\omega x,\ -k\omega x) + B_k Q(k\omega x,\ -k\omega x) + C_k R(k\omega x,\ -k\omega x)] \tag{5}$$

respectiv cu notațiile făcute :

$$\frac{A_0}{3} + \sum_{k=1}^{\infty}\left(\sum_{i=1}^{3} A_{ik} M_{ik}(x)\right) \qquad \text{unde } A_{ik} = \begin{cases} A_k \text{ pentru } i = 1 \\ B_k \text{ pentru } i = 2 \\ C_k \text{ pentru } i = 3 \end{cases} \tag{5'}$$

In ipoteza că seria (5) este convergentă și are suma $f(x)$ adică :

$$\frac{A_0}{3} + \sum_{k=1}^{\infty}\left(\sum_{i=1}^{3} A_{ik} M_{ik}(x)\right) \tag{6}$$

și presupunînd seria integrabilă termen cu termen se deduce :

$$A_0 = \frac{3}{T}\int_0^T f(x)\,dx - \sum_{k=1}^{\infty}\left(\sum_{i=1}^{3} A_{ik}\right) \tag{7}$$

dacă seria $\sum_{k=1}^{\infty}\left(\sum_{i=1}^{3} A_{ik}\right)$ este convergentă.

Inmulțind relația (6) cu $M_{lp}(x)$ și ținînd cont de (4) se obține :

$$2A_{1p} - A_{2p} - A_{3p} = \frac{3}{T}\int_0^T [(3M_{1p}(x) - 1]\,f(x)\,dx. \tag{8}$$

Procedînd analog pentru $M_{2p}(x)$ şi $M_{3p}(x)$ se obţin încă două relaţii de aceeaşi structură. Se obţine astfel sistemul compatibil nedeterminat :

$$\begin{cases} 2A_{1p} - A_{2p} - A_{3p} = \frac{3}{T}\int_0^T [3M_{1p}(x) - 1] f(x)\,dx \\ 2A_{2p} - A_{3p} - A_{1p} = \frac{3}{T}\int_0^T [3M_{2p}(x) - 1] f(x)\,dx \\ 2A_{3p} - A_{1p} - A_{2p} = \frac{3}{T}\int_0^T [3M_{3p}(x) - 1] f(x)\,dx \end{cases} \tag{9}$$

Pentru ca dezvoltarea (6) să fie unică ataşăm funcţiei $f(x)$ o serie convergentă $\sum_{p=1}^{\infty} d_p = S$ şi determinăm coeficienţii A_{ik} astfel încît $\sum_{i=1}^{3} A_{ik} = d_k$. Coeficienţii astfel determinaţi sînt daţi de :

$$A_{ip} = \frac{1}{T}\int_0^T [3M_{ip}(x) - 1] f(x)\,dx + \frac{d_p}{3}, \qquad \begin{matrix} i = 1, 2, 3. \\ p = 1, 2, 3, \ldots, n, \ldots \end{matrix} \tag{10}$$

2. Se poate arăta că în cazul unei dezvoltări de forma (6) are loc o egalitate analoagă cu egalitatea lui Parseval de la seriile Fourier.

Într-adevăr, avem :

$$\int_0^T f^2(x)\,dx = \frac{A_0}{3}\int_0^T f(x)\,dx + \frac{1}{3}\sum_{k=1}^{\infty}\left\{\sum_{i=1}^{3} A_{ik}\int_0^T [3M_{ik}(x) - 1] f(x)\,dx\right\} +$$

$$+ \frac{1}{3}\sum_{k=1}^{\infty}\left(\sum_{i=1}^{3} A_{ik}\int_0^T f(x)\,dx\right)$$

şi ţinînd cont de relaţia (10) şi de relaţia (7) se obţine :

$$\int_0^T f^2(x)\,dx = \frac{T}{9}(A_0 + S)^2 + \frac{T}{3}\sum_{k=1}^{\infty}\left(\sum_{i=1}^{3} A_{ik}^2\right) - \frac{T}{9}\sum_{k=1}^{\infty} d_k^2 \tag{11}$$

În cazul cînd $\sum_{k=1}^{\infty} d_k^2 = 0$, adică cînd $d_k = 0$ se obţine :

$$\int_0^T f^2(x)\,dx = \left(\frac{A_0}{3}\right)^2 T + \frac{T}{3}\sum_{k=1}^{\infty}\left(\sum_{i=1}^{3} A_{ik}^2\right) \tag{12}$$

care este o relaţie de aceeaşi structură cu egalitatea lui Parseval.

BIBLIOGRAFIE

1. P. Appell, C. R. (Paris), t. 84, (1877) p. 540, 1378.
2. M. Roşculeţ, Studii şi cercetări matematice t. 5 (1954) p. 361—401.
3. J. Devisme, Ann. Fac. Sci. Toulouse t. XXV (1933).
4. G. P. Tolstov, *Serii Fourier*, Ed. Tehnică 1956.

О НЕКОТОРЫХ СЕРИЯХ ФУНКЦИЙ «ПАУЛ АППЕЛЛ»

(РЕЗЮМЕ)

В данной работе изучается развитие в серию функций Паул Аппелл, также и равенство соединяющее коэффициенты развития в случае реальной, численной функции с интегрируемым квадратом.

ÜBER EINIGE PAUL APPELL'SCHE FUNKTIONSREIHEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In vorliegender Arbeit studiert man die P. Appell'sche Funktionsreihenentwicklung einer reellen, numerischen Funktion mit integrierbarem Quadrat sowie auch die Gleichheit welche die Koeffizienten einer solchen Entwicklung verbindet.

O GENERALIZARE A FORMULEI LUI RODRIGUES PENTRU POLINOAMELE LUI HERMITE*

DE

S. POENARU şi GH. SUCIU

Intr-o lucrare a lui D. Jackson publicată în Transaction of the American Math. Society, în Nr. 22 din 1921 pag. 117—118, sub titlul: „On functions of closest approximation" autorul a obţinut următoarele rezultate:

1. Dacă funcţiile $p_1(x)$, $p_2(x), \ldots, p_n(x)$ sînt continue şi liniar independente în intervalul $[a, b]$ şi

$$\Phi(x) = C_1 p_1(x) + C_2 p_2(x) + \ldots + C_n p_n(x)$$

este un polinom generalizat atunci pentru orice funcţie $f(x)$ continuă în $[a, b]$ şi $m > 1$ un număr real, există un sistem unic de numere $C_1, C_2, \ldots, C_n$, pentru care integrala

$$\delta_m = \int_a^b |f(x) - \Phi(x)|^m dx$$

este minimă.

Constantele sînt date de ecuaţiile:

$$\int_a^b \gamma_m^{[m-1]}(x) p_k(x) dx = 0 \text{ pentru } k = 1, 2, \ldots, n$$

unde $\gamma_m(x) = f(x) - \Phi(x)$ iar

$$\gamma_m^{[m-1]}(x) = \begin{cases} \dfrac{|\gamma_m(x)|^m}{\gamma_m(x)} & \text{dacă } \gamma_m(x) \neq 0 \\ 0 & \text{dacă } \gamma_m(x) = 0 \end{cases}$$

2. Fie următorul caz particular:

Dacă m este un număr natural par şi $p_1(x) = -x^{n-1}$, $p_2(x) = -x^{n-2}$, ... , $p_n(x) = -1$, $f(x) = x^n$ $a = -\infty$ şi $b = \infty$.

---

* Prezentată la Sesiunea de Comunicări ştiinţifice a cadrelor didactice din Institutul Politehnic Timşoara, 10—12 mai 1968.

Avem în acest caz:

$$\gamma_m^{[m-1]}x=[\gamma_m(x)]^{m-1};\quad f(x)-\Phi(x)=x^n+C_1x^{n-1}+\ldots+C_n$$

Punînd $m=2k$ şi $\omega(x)=x^n+C_1x^{n-1}+\ldots+C_n$ rezultă că există un singur polinom

$$\omega(x)=x^n+C_1x^{n-1}+\ldots+C_n$$

pentru care integrala

$$\int_{-\infty}^{\infty}e^{-x^2}\omega^{2k}(x)dx \text{ este minimă} \tag{1}$$

constantele $C_1, C_2, \ldots, C_n$ sînt determinate de ecuaţiile:

$$\int_{-\infty}^{\infty}e^{-x^2}\omega^{2k-1}(x)x^hdx=0 \text{ unde } h=0, 1, \ldots, n-1. \tag{2}$$

Pentru $k=1$, polinomul $\omega(x)$, diferă printr-un factor de polinomul clasic al lui Hermite $H_n(x)$ pentru care există formula lui Rodrigues.

$$H_n(x)=(-1)^ne^{x^2}\cdot\frac{d^n}{dx^n}(e^{-x^2}). \tag{3}$$

In prezenta lucrare, am cercetat dacă există, în cazul general al polinomului $\omega(x)$ ce corespunde unui număr natural k, o formulă care generalizează polinoamele lui Hermite, analoagă formulei lui Rodrigues (3).

Polinomul $\omega(x)$ fiind determinat de ecuaţiile (2), noi considerăm ecuaţia diferenţială

$$Z^{(n)}(x)=e^{-x^2}\omega^{2k-1}(x) \tag{4}$$

unde Z este de forma $Z=e^{-x^2}\cdot Q(x)$ cu soluţia

$$Z(x)=\int_{-\infty}^{x}\frac{(x-t)^{n-1}}{(n-1)!}e^{-t^2}\omega^{2k-1}(t)\,dt.$$

ce verifică condiţiile lui Cauchy

$$Z^{(i)}(-\infty)=0 \text{ pentru } i=0, 1, 2, \ldots, n-1$$

şi pentru că $\omega(x)$ este un polinom de gradul n, $Q(x)$ va fi polinom de gradul $2n(k-1)$.

Astfel din ecuaţia (4) putem deduce:

$$\omega^{2k-1}(x)=e^{x^2}\frac{d^n}{dx^n}[e^{-x^2}Q(x)] \tag{5}$$

de unde se observă că pentru $k=1$, $Q(x)$ este o constantă astfel că formula (5) devine formula clasică a lui Rodrigues pentru polinoamele lui Hermite.

Dacă facem notația :

$$y(x)=\omega^{2k-1}(x)=e^{x^2}\frac{d^n}{dx^n}[e^{-x^2}Q(x)]$$

rezultă că polinomul $y=\omega^{2k-1}(x)$ verifică relația :

$$y''(x)-2xy'(x)+2ny(x)=e^{x^2}\frac{d^{n+1}}{dx^{n+1}}[e^{-x^2}\cdot Q'(x)]$$

care în cazul $k=1$ şi deci $Q(x)=1$ se reduce la ecuația diferențială clasică a polinoamelor lui Hermite.

In ceea ce privește rădăcinile ecuației

$$\frac{d^n}{dx^n}[e^{-x^2}\cdot Q(x)]=0$$

e de observat faptul, că deoarece polinoamele clasice ale lui Hermite formează un şir Sturm, prin înmulțire cu $Q(x)$ pot sau nu să apară rădăcini în plus, după condițiile ce le impunem lui $Q(x)$.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Jackson, On functions of closest approximation, Transaction of the American Math. Society, 22 (1921), p. 117—128.
2. Margareta Frenkel Fertig, Sur une classe de polynomes généralisant les polynomes de Legendre. Acta Math. Academiae Hungaricae 17, 1966 p. 457—459.
3. Th. Angheluță, *Curs de teoria funcțiilor de variabilă complexă*, ediția doua, Ed. Tehnică, 1957 p. 192—196.

ОБОБЩЕНИЕ ФОРМУЛЫ РОДРИГА ДЛЯ МНОГОЧЛЕНОВ ЭРМИТА

(РЕЗЮМЕ)

В этой статье, применяя некоторые результаты из работы Д. Джексона „On functions of closest approximation" авторы получили обобщение формулы Родрига для многочленов Эрмита. Эта формула для частного случая $\kappa=1$ дает классические многочлены Эрмита и удовлетворяет соотношение вида :

$$y''(x)-2xy'(x)+2ny(x)=e^{x^2}\frac{d^{n+1}}{dx^{n+1}}[e^{-x^2}Q'(x)]$$

EINE VERALLGEMEINERUNG DER FORMEL VON RODRIGUES FÜR HERMITSCHE POLYNOME

(ZUSAMMENFASSUNG)

Gestützt auf einige Ergebnisse aus der Arbeit „On functions of closest aproximation" von D. Jackson, haben die Verfasser in der vorliegenden Arbeit eine Verallgemeinerung der Formel von Rodrigues für Hermitische Polynome angegeben. Diese Formel genügt der Gleichung

$$y''(x)-2xy'(x)+2ny(x)=e^{x^2}\frac{d^{n+1}}{dx^{n+1}}[e^{-x^2}Q'(x)]$$

und ergibt für $k=1$ die klassischen Polynome von Hermite.

ASUPRA UNOR ECUAȚII FUNCȚIONALE DE TIP PEXIDER-ALACI *)

DE

O. SLIMAC

In 1943 V. Alaci [1] a integrat ecuațiile funcționale :

$$f(x+y) = \frac{f(x) + f(y) - 2f(x)f(y)}{1-2f(x)f(y)} \tag{1}$$

$$g(x+y) = \frac{g(x) + g(y) - 1}{2g(x)+2g(y)-2g(x)g(y)-1} \tag{2}$$

pe care le-a pus în legătură cu funcțiile pătratice.

M. Ghermănescu [2] reia integrarea acestor ecuații, iar O. Em. Gheorghiu [3] studiază o clasă de ecuații funcționale unde [1] și [2] sînt un caz particular. Tot O. Em. Gheorghiu [4] studiază o ecuație funcțională Pexider cu trei funcții reale, măsurabile, de n variabile reale care generalizează [1].

In cele ce urmează se consideră variabilele :

$$X = \| x_1, x_2, \ldots, x_n \|_{(1\times n)}; \quad X' = \| x_1', x_2', \ldots, x_n' \|_{(1\times n)}$$

precum și

$$E = \left\| \begin{matrix} 1 \\ 1 \\ \vdots \\ 1 \end{matrix} \right\|_{(n\times 1)}$$

unde vom înțelege prin

$$U = XE = \left\| \sum_1^n x_i \right\| = \left(\sum_1^n x_i \right) \cdot \| 1 \| = \sum_1^n x_i$$

$$U' = X'E = \left\| \sum_1^n x_i' \right\| = \left(\sum_1^n x_i' \right) \cdot \| 1 \| = \sum_1^n x_i'$$

---

*) Prezentată la Sesiunea Științifică a cadrelor didactice din Institutul Politehnic Timișoara, 18 martie 1966.

O generalizare a ecuațiilor funcționale (1) și (2) o constituie următoarele ecuații funcționale :

$$f(X+X')=\frac{U'g(X)+Uh(X)-2g(X)h(X')}{UU'+\lambda g(X)h(X')}\quad(U+U') \tag{3}$$

$$\gamma(X+X')=\frac{(\mu+1)\varphi(X)\psi(X')-\mu U'\varphi(X)-\mu U\psi(X')+\mu UU'}{(\mu-1)\varphi(X)\psi(X')-(\mu-1)U'\varphi(X)-(\mu-1)U\psi(X')+UU'} \tag{4}$$

în care f, g, h respectiv γ, φ, ψ sînt funcții reale de n argumente reale, sau în simbolistica matricială matrici de dimensiune (1×1) iar elementele matrici de dimensiune $(1\times n)$. Funcțiile sînt definite și măsurabile în domeniul $D_n\subset R^n$, iar λ și μ sînt parametri reali.

In vederea soluționării ecuației (3) se introduc funcțiile :

$$F(X+X')=\frac{f(X+X')}{U+U'}\quad G(X)=\frac{g(X)}{U}\quad H(X')=\frac{h(X')}{U'} \tag{5}$$

print intermediul cărora (3) devine

$$F(X+X')=\frac{G(X)+H(X')-2G(X)H(X')}{1+\lambda G(X)H(X')} \tag{6}$$

sau

$$\frac{F(X+X')}{1-F(X+X')}=\frac{G(X)[1-H(X')]+H(X')[1-G(X)]}{[1-G(X)][1-H(X')]+(\lambda+1)G(X)H(X')} \tag{7}$$

In (7) se impun schimbările :

$$T(X+X')=\frac{F(X+X')}{1-F(X+X')}\quad P(X)=\frac{G(X)}{1-G(X)}\quad Q(X')=\frac{H(X')}{1-H(X')} \tag{8}$$

care transformă pe (8) în ecuația funcțională

$$T(X+X')=\frac{P(X)+Q(X')}{1+(\lambda+1)P(X)Q(X')} \tag{9}$$

Se disting următoarele cazuri :

a) $\lambda+1=0$ pentru care din (9) se obține

$$T(X+X')=P(X)+Q(X')$$

adică o ecuație funcțională de tip Cauchy-Pexider.

b) $\lambda+1=\frac{1}{A^2}>0$ pentru care (9) devine

$$T(X+X')=A^2\frac{P(X)+Q(X')}{A^2+P(X)Q(X')}$$

ecuație ce caracterizează funcțional funcția th x.

c) $\lambda+1=-\frac{1}{B^2}<0$ pentru care din (9) obținem :

$$T(X+X')=B^2\frac{P(X)+Q(X')}{B^2-P(X)Q(X')}$$

ecuația ce caracterizează funcțional funcția tg x.

Pentru aceste trei cazuri avem soluțiile generale măsurabile:

$$\begin{array}{lccc} & \text{a)} & \text{b)} & \text{c)} \\ P(X) = & d+XK & A\,\mathrm{th}(a+XL) & B\,\mathrm{tg}(\alpha+XM) \\ Q(X') = & \delta+X'K & A\,\mathrm{th}(b+X'L) & B\,\mathrm{tg}(\beta+X'M) \\ T(X+X') = & d+\delta+(X+X')K & A\,\mathrm{th}[a+b+(X+X')L] & B\,\mathrm{tg}[\alpha+\beta+(X+X')M] \end{array} \tag{10}$$

unde

$$K = \left\| \begin{matrix} k_1 \\ \vdots \\ k_n \end{matrix} \right\| \qquad L = \left\| \begin{matrix} l_1 \\ \vdots \\ l_n \end{matrix} \right\| \qquad M = \left\| \begin{matrix} m_1 \\ \vdots \\ m_n \end{matrix} \right\|$$

iar A, B, a, b, α, β, k_i, l_i, m_i, $(i=1, 2, \ldots, n)$ sînt constante arbitrare reale.

Revenind prin (8), (5) găsim soluția generală măsurabilă reală pentru (3):

$$\begin{array}{lcc} & \text{a)} & \text{b)} \\ g(X) = & \dfrac{(d+XK)\,U}{1+d+XK} & \dfrac{[A\,\mathrm{th}\,(a+XL)]\,U}{1+A\,\mathrm{th}\,(a+XL)} \\ h(X') = & \dfrac{(\delta+X'X)\,U'}{1+\delta+X'X} & \dfrac{[A\,\mathrm{th}\,(b+X'L)]\,U'}{1+A\,\mathrm{th}\,(b+X'L)} \\ f(X+X') = & \dfrac{[d+\delta+(X+X')K](U+U')}{1+d+\delta+(X+X')K} & \dfrac{\{A\,\mathrm{th}\,[a+b+(X+X')L]\}\,(U+U')}{1+A\,\mathrm{th}\,[a+b+(X+X')L]} \end{array}$$

c)

$$\left| \begin{array}{l} \dfrac{[B\,\mathrm{tg}\,(\alpha+XM)]\,U}{1+B\,\mathrm{tg}\,(\alpha+XM)} \\ \dfrac{[B\,\mathrm{tg}\,(\beta+X'M)]\,U'}{1+B\,\mathrm{tg}\,(\beta+X'M)} \\ \dfrac{\{B\,\mathrm{tg}\,[\alpha+\beta+(X+X')M]\}\,(U+U')}{1+B\,\mathrm{tg}\,[\alpha+\beta+(X+X')M]} \end{array} \right. \tag{11}$$

Pentru ecuația (4) se introduc funcțiile:

$$\Gamma(X+'X) = \frac{\gamma(X+X')}{U+U'}; \quad \Phi(X) = \frac{\varphi(X)}{U}; \quad \Psi(X') = \frac{\Psi(X')}{U'} \tag{12}$$

și se obține ecuația funcțională

$$\Gamma(X+X') = \frac{\Phi(X)\,\Psi(X') + \mu\,[1-\Phi(X)]\,[1-\Psi(X')]}{1+(\mu-1)\,[1-\Phi(X)]\,[1-\Psi(X')]} \tag{13}$$

In aceasta din urmă se fac schimbările

$$T(X+X') = \frac{1-\Gamma(X+X')}{\Gamma(X+X')}; \quad P(X) = \frac{1-\Phi(X)}{\Phi(X)}; \quad Q(X') = \frac{1-\Psi(X')}{\Psi(X')} \tag{14}$$

Se ajunge astfel la ecuația

$$T(X+X') = \frac{P(X)+Q(X')}{1+\mu P(X)Q(X')} \tag{15}$$

care este analoagă cu (9) unde în loc de $\lambda+1$ este μ.

Soluția generală măsurabilă reală pentru (15) se exprimă ca și în (10) cu cele trei cazuri:

a) b) c)

$\lambda=0$; $\lambda=\frac{1}{A^2}>0$; $\lambda=-\frac{1}{B^2}<0$.

Revenind prin (15), (14), (12), găsim soluția generală măsurabilă pentru (14):

	a)	b)	c)
$\varphi(X)=$	$\frac{X}{1+d+XK}$	$\frac{X}{1+A\,\mathrm{th}\,(a+XL)}$	$\frac{X}{1+B\,\mathrm{tg}\,(\alpha+XM)}$
$\psi(X')=$	$\frac{X'}{1+\delta+X'K}$	$\frac{X'}{1+A\,\mathrm{th}\,(b+X'L)}$	$\frac{X'}{1+B\,\mathrm{tg}(\alpha+X'M)}$
$f(X+X')=$	$\frac{X+X'}{1+d+\delta+(X+X')K}$	$\frac{X+X'}{1+A\,th\,[\alpha+b+(X+X')]L}$	$\frac{X+X'}{1+B\,\mathrm{tg}\,[\alpha+\beta+(X+X')M]}$

(16)

Este de observat că soluția generală măsurabilă reală a ecuației funcționale (3) în cazul cînd $\lambda=-1$ este rațională, numărătorul fiind polinom arbitrar de gradul II, iar numitorul polinom arbitrar de gradul I de argumente $x_1, x_2, \ldots, x_n$. La fel, soluția generală măsurabilă reală a ecuației (4) în cazul $\mu=0$ este rațională, numărătorul fiind polinom arbitrar de gradul I în argumentele $x_1, x_2, \ldots, x_n$ iar numitorul un polinom omogen de gradul I exprimat în aceleași variabile.

BIBLIOGRAFIE

1. V. Alaci, Sur deux équations fonctionnelles, Mathematica — Timișoara, 19. 1943, p. 23—25.
2. M. Ghermănescu, *Ecuații funcționale*, Ed. Academiei R.P.R. 1960, p. 476.
3. O. Em. Gheorghiu, Uber eine Klasse von Funktionalgleichungen, L'Enseignement Mathématique T. X, fasc. 3—4 1964 p. 245—247.
4. O. Em. Gheorghiu, Despre un sistem de ecuații funcționale, Comunicările Academiei R.P.R. 1963 tom 13 p. 589—593.

О ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЯХ ТИПА ПЕКСИДЕР-АЛАЧЬ

(РЕЗЮМЕ)

Автор работы приводит решение функциональных уравнений (3) и (4) с тремя действительными функциями каждое. Общее решение выражается через (11) и (16) соответственно.

В этих решениях все постоянные произвольны.

ÜBER EINIGE FUNKTIONALGLEICHUNGEN VOM TYPUS PEXIDER-ALACI

(ZUSAMMENFASSUNG)

Verfasser löst die Funktionalgleichungen (3) und (4) von drei reellen unbekannten Funktionen die von n reellen Verändlichen abhängen. Die allgemeine Lösung wird durch (11) bzw. (16) ausgedrückt. In diesen Lösungen kommen nur beliebige Konstanten vor.

ASUPRA UNEI VARIETAȚI L_{n-1}, DIN L_n*)

DE

P. STAVRE

Fie L_n un spațiu cu conexiune afină, care într-un sistem local de coordonate (y^α) are coeficienții conexiunii $\Gamma^\alpha_{\beta\sigma}$. Dacă X_{n-1}, este o varietate cu $n-1$ dimensiuni scufundată în L_n, dată prin $F(y^1 \dots y^n)=0$ sau local prin:

$$y^\alpha = y^\alpha(u^1 \dots u^{n-1}) \quad \alpha = 1 \dots n \quad \text{rang}\left(\frac{\partial y^\alpha}{\partial u^\alpha}\right) = n-1 \tag{1}$$

unde (u^i) este un sistem local de coordonate în X_{n-1}.

Vom folosi notațiile din [1], [3]. Dacă notăm

$$B^\alpha_i = \frac{\partial y^\alpha}{\partial u^i} \qquad \nu_\alpha = \frac{\partial F}{\partial y^\alpha} \tag{2}$$

iar T^n_M $(M \in X_{n-1} \subset L_n)$ este spațiul tangent în $M \in L_n$ atunci avem distribuția $\Delta : M \to T^{n-1}_M$ cu baza locală (B^α_i). Fie (η^α) un cîmp vectorial definit în punctele $M \in X_{n-1} \subset L_n$ nesituat în spațiul tangent T^{n-1}_M. In [3] se asociază în fiecare $M \in X_{n-1} \subset L_n$ matricile

$$A = \begin{pmatrix} B^\alpha_i \\ \eta^\alpha \end{pmatrix} \qquad B = (B^i_\alpha, \quad \nu_\alpha) \tag{3}$$

cu B inversa lui A. Deci

$$B^\alpha_i B^j_\alpha = \delta^j_i \quad B^\alpha_i \nu_\alpha = 0 \quad B^i_\alpha \eta^\alpha = 0 \quad B^\alpha_i B^i_\beta + \eta^\alpha \nu_\beta = \delta^\alpha_\beta \tag{4}$$

$$\eta^\alpha \nu_\alpha = 1 \tag{5}$$

(prima condiție de normalizare [1]).
Notăm

$$B^\alpha_i B^i_\beta = B^\alpha_\beta \qquad \eta^\alpha \nu_\beta = C^\alpha_\beta \tag{6}$$

---

*) Prezentată la Sesiunea Științifică a cadrelor didactice din I.P.T. din 10—12 mai 1968.

Indicii $\alpha, \beta, \ldots = 1 \ldots n$ se vor referi la sistemul (y) iar indicii $i, j, k, e, \ldots = 1 \ldots n-1$ la sistemul (x). În [3] se consideră $V_\alpha^\lambda - L_n$ componentele lui $V_i^\lambda(M)$ $(M \in X_{n-1})$ unde V_i^λ sînt obiecte geometrice ce se comportă ca un vector contravariant în „λ" și ca un vector covariant în „i". Se definește apoi operatorul

$$\delta_i V_j^\lambda = B_\gamma^\alpha B_i^\sigma \nabla_\sigma V_\alpha^\lambda \quad i, j = 1 \ldots n-1 \tag{7}$$

(unde ∇_σ este operatorul derivării covariante pe L_n).

Dacă $\Gamma_{\gamma k}^i$ sînt coeficienții conexiunii induse pe $X_{n-1} \subset L_n$ de conexiunea lui L_n, (care în general nu este simetrică dacă $\Gamma_{[\beta\sigma]}^\alpha \neq 0$ adică $X_{n-1} = L_{n-}$) și notăm

$$T_{\alpha\beta}^\lambda = \Gamma_{[\alpha\beta]}^\lambda \quad T_{\gamma k}^i = \Gamma_{[\gamma k]}^i \tag{8}$$

$$B_\gamma^\alpha B_k^\beta B_\lambda^i T_{\alpha\beta}^\lambda \overset{\text{def}}{=\!=} T_{ik}^i \tag{9}$$

(tensorul indus de $(T_{\alpha\beta}^\lambda)$ pe L_{n-1}) atunci avem

$$B_j^\alpha B_k^\beta B_\lambda^i T_{\alpha\beta}^\lambda = \Gamma_{[\gamma k]}^i = T_{\gamma k}^i . \tag{10}$$

De unde propoziția „*Tensorul indus pe $L_{n-1} \subset L_n$ de $T_{\alpha\beta}^\lambda$ coincide cu tensorul de torsiune al conexiunii induse*".

O asemenea propoziție nu mai are loc pentru tensorul de curbură de exemplu.

Cum B_i^λ sînt asemenea obiecte ce au proprietatea lui V_i^λ, aplicîndu-le operatorul δ_i obținem :

$$\delta_i B_j^\lambda = B_j^\alpha B_i^\sigma \nabla_\sigma B_\alpha^\lambda \tag{7'}$$

$$\delta_i B_j^\lambda = - B_j^\alpha \delta_i \nu_\alpha \eta_\lambda$$

Dacă notăm

$$- B_j^\alpha \delta_i \nu_\alpha = \Omega_{ji} \tag{11}$$

obținem

$$\delta_{[i} B_{j]}^\lambda = \Omega_{[ji]} \eta^\lambda \tag{12}$$

Plecînd de la definiția lui (7'), făcînd calculele în dreapta și alternînd obținem (și din (4)).

$$\delta_{[i} B_{j]}^\lambda = - B_j^\alpha B_i^\sigma B_\zeta^\lambda T_{\alpha\sigma}^\zeta + B_j^\alpha B_i^\sigma B_\alpha^\zeta T_{\zeta\sigma}^\lambda$$

$$\delta_{[i} B_{j]}^\lambda = (- B_j^\alpha B_i^\sigma T_{\alpha\sigma}^\lambda + B_j^\sigma B_i^\sigma \eta^\lambda \nu_\zeta T_{\alpha\sigma}^\zeta) + B_j^\alpha B_i^\sigma T_{\alpha\sigma}^\lambda - B_j^\alpha B_i^\sigma \eta^\zeta \nu_\alpha T_{\zeta\sigma}^\lambda$$

Sau

$$\delta_{[i} B_{j]}^\lambda = B_j^\alpha B_i^\sigma \nu_\zeta T_{\alpha\sigma}^\zeta \eta^\lambda \tag{13}$$

Din (12), (13) obținem

$$\Omega_{[ji]} = B_j^\alpha B_i^\sigma \nu_\zeta T_{\alpha\sigma}^\zeta . \tag{14}$$

De unde

Teorema 1: Tensorul Ω_{ji} nu este simetric ca în cazul cînd $L_n = A_n$ (și deci $L_{n-1} = A_{n-1}$).

Să presupunem că L_n este cu conexiune semi-simetrică, adică există un A_n (cu conexiunea γ) coparalel cu L_n. În sisteme de coordonate, „corespunzătoare" avem,

$$\gamma_{\beta\gamma}^\alpha = \Gamma_{\beta\gamma}^\alpha - \frac{1}{n-1}\delta_\beta^\alpha T_\gamma \quad T_{\beta\gamma}^\alpha = \frac{2}{n-1}\delta_{[\beta}^\alpha T_{\gamma]} \tag{15}$$

unde (T_γ) este vectorul de torsiune al lui L_n.

Deci, din (15), (10) avem

$$T_{jk}^i = \frac{2}{n-1} B_j^\alpha B_k^\beta B_\lambda^i \delta_{[\alpha}^\lambda T_{\beta]}$$

sau

$$T_{\gamma k}^i = \frac{2}{n-1}\delta_{[j}^i T_{k]} \tag{16}$$

Am regăsit propoziția „*Dacă L_n este cu conexiune semisimetrică, $L_{n-1} \subset L_n$ este cu conexiune semi-simetrică*".

Ținînd seama de acest rezultat în (14) obținem:

$$\Omega_{[ij]} = B_j^\alpha B_i^\sigma \nu_\zeta \frac{2}{n-1}\delta_{[\alpha}^\zeta T_{\sigma]}$$

$$\Omega_{[ji]} = \frac{1}{n-1}(B_j^\zeta B_i^\sigma \nu_\zeta T_\sigma - B_j^\alpha B_i^\zeta \nu_\zeta T_\alpha) = 0$$

De unde:

Teorema 2: *Dacă L_n are conexiunea semi-simetrică atunci Ω_{ji} definit de* (11) *este un tensor* (0,2) *simetric iar* (12) *devin*

$$\delta_l B_j^\lambda = \Omega_{ji}\gamma_l^\lambda$$

și le numim „Formule de tip Gauss pe $L_{n-1} \subset L_n$".

Fie

$$I_{2\,\beta\gamma\sigma}^\alpha = R_{\beta\gamma\sigma}^\alpha - \frac{I}{n}\delta_\beta^\alpha B_{\gamma\sigma} \tag{18}$$

un invariant al transformărilor de conexiuni coparalele ($B_{\gamma\sigma}$ este tensorul lui Bianchi iar $R_{\beta\gamma\sigma}^\alpha$ tensorul de curbură a lui L_n).

Să considerăm tensorul indus pe $L_{n-1} \subset L_n$

$$'I_{2\,jkl}^i = B_j^\alpha B_k^\beta B_l^\sigma B_\omega^i I_{2\,\alpha\beta\gamma}^\omega \tag{19}$$

Cum conexiunea indusă este semi-simetrică avem invariantul corespunzător :

$$I^i_{2jkl} = R^i_{jkl} - \frac{1}{n}\delta^i_j B_{kl} \tag{20}$$

Cum în general, tensorul indus de $R^\alpha_{\beta j\sigma}$ nu coincide cu $R^l_{\beta\gamma\sigma}$ și la fel, tensorul indus de $B_{\alpha\beta}$ nu coincide cu tensorul B_{kl}, tensorul $'I^i_{2jkl}$ nu coincide cu tensorul I^l_{2jkl} •

Dacă notăm

$$\Omega^k_j \overset{\text{def}}{=} B^k_\beta \delta_l \eta^\beta \tag{21}$$

și presupunem că a doua condiție de normalizare este satisfăcută, aplicînd δ_l în formulele (17) regăsim

$$R^k_{rjl} = B^\sigma_\gamma B^\gamma_l B^k_\lambda B^\omega_r R^\lambda_{\omega\sigma\nu} - 2\Omega^k_{[j}\Omega_{l]r} \tag{22}$$

(ecuațiile lui Gauss). Avem

$$B_{jl} = B^\sigma_j B^\gamma_l B_{\sigma\nu} \tag{23}$$

Din (20), (22) și (23) obținem :

$$I^k_{2rjl} = B^\sigma_j B^\gamma_l B^k_\lambda B^\omega_r R^\lambda_{\omega\sigma\gamma} - 2\Omega^k_{[j}\Omega_{l]r} - \frac{1}{n} B^\sigma_j B^\gamma_l \delta^k_r B_{\gamma]}$$

$$I^k_{2rjl} = B^\sigma_j B^\gamma_l B^k_\lambda \left(I^\lambda_{2\omega\sigma\nu} + \frac{1}{n}\delta^\lambda_\omega B_{\sigma\nu}\right) - 2\Omega^k_{[j}\Omega_{l]r} - \frac{1}{n} B^\sigma_j B^\gamma_l \delta^k_r B_{\varrho]}$$

$$I^k_{2rjl} = B^\sigma_j B^\gamma_l B^k_\lambda B^\omega_r I^\lambda_{2\omega\sigma\nu} + \frac{1}{n} B^\sigma_j B^\gamma_l \delta^k_r B_{\sigma\nu} - 2\Omega^k_{[j}\Omega_{l]r} - \frac{1}{n} B^\sigma_j B^\gamma_l \delta^k_r B_{\varrho]}$$

$$I^k_{2rjl} = B^\sigma_\gamma B^\nu_l B^k_\lambda B^\omega_r \; I^\lambda_{2\omega\sigma\nu} - 2\Omega^k_{[j}\Omega_{l]r} \tag{24}$$

Sau

$$I^k_{2rjl} = {}' I^k_{2rjl} - 2\Omega^k_{[j}\Omega_{l]r} \tag{25}$$

De unde :

Teorema 3 : Invarianții I^k_{2rjl}, $I^\lambda_{2\omega\sigma\nu}$ satisfac ecuațiile (24).

Se observă că acestea sînt ecuații asemănătoare cu ecuațiile lui Gauss, dar în ele intră în locul tensorilor de curbură, invarianții I^k_{2rjl}, $I^\lambda_{2\omega\sigma\nu}$ •

Aceste relații, mai arată și faptul că tensorul indus de $I^\lambda_{2\omega\sigma\nu}$ nu coincide cu tensorul I^k_{2rjl} .

Avînd Ω_{jl} pe $L_{n-1} \subset L_n$ cu conexiune semisimetrică, se poate dezvolta o teorie a direcțiilor conjugate și a liniilor asimptotice în mod obișnuit și anume : direcțiile (du^l) pentru care avem

$$\Omega_{ij}\, du^i du^j = 0 \qquad \Omega_{ij} = \Omega_{ji} \tag{26}$$

le vom numi „direcții asimptotice". Liniile de pe L_{n-1} pentru care direcțiile tangente în orice punct satisfac (26) le numim „curbe asimptotice" pe $L_{n-1} \subset L_n$.

Direcțiile definite de

$$(\zeta\Omega_i^k - \delta_i^k)\, du^i = 0 \tag{27}$$

unde ζ este rădăcină a ecuației.

$$\left|\zeta\Omega_i^k - \delta_i^k\right| = 0 \tag{28}$$

le numim „direcții principale" iar curbele de pe L_{n-1} tangente la ele, le vom numi „linii de curbură". In ipoteza că rang $\| \Omega_{ij} \| = n-1$ rang $\| \Omega_i^k \| = n-1$ se pot introduce tensorii g_{ij}, g^{kl} (așa cum se procedează în [2] pentru $A_{n-1} \subset A_n$).

Mai observăm faptul că folosind același procedeu, obținem propoziția „dacă $\Gamma_\gamma^{\alpha\beta}$ este semi-metrică, atunci conexiunea indusă este semimetrică".

BIBLIOGRAFIE

1. J. A. Schouten, Ricci-calculus, 1958.
2. L. P. Eisenhart, Non-Riemannian Geometry, 1927.
3. P. Stavre, Asupra unui operator pe X_{n-1} din L_n, 1968.

ОБ МНОГООБРАЗИИ L_{n-1} В L_n

(РЕЗЮМЕ)

Работа занимается с несколькими вопросами, насающимися локальной теории многообразий $L_{n-1} \subset L_n$.

Используется оператор δ_i [3], который дает алогарифмы для ковариантной смешанной производности, не применяя связность L_n и L_{n-1}.

SUR UNE VARIÉTÉ L_{n-1} DANS UN L_n

(RÉSUMÉ)

Dans cette note nous nous occuperons de certains problèmes concernant la théorie locale des variétés L_{n-1} plongée dans un espace à connexion affine L_n, en utilisant un opérateur δ_i [3] (un algorithme de derivation covariante mixte sans utiliser explicitement la connexione de L_n et de L_{n-1}).

Dans le cas où la connexione de L_n est semi-simetrique, nous obtenons les théorèmes (2) et (3).

DETERMINAREA RAPORTULUI DE COMBINARE IN SISTEME REACTIVE LA TEMPERATURI RIDICATE PRIN METODA DIFRACȚIEI DE RAZE X

DE

D. BECHERESCU, R. CIPĂU

1. CONSIDERAȚII GENERALE

Reacțiile chimice, care au loc la temperaturi înalte, ridică probleme specifice în urmărirea datelor privind raportul de combinare al reactanților.

Analiza chimică, în majoritatea cazurilor este greoaie și nu poate da un răspuns exact, asupra acestei mărimi mai ales în cazul reacțiilor care se desfășoară la echilibru. De cele mai multe ori izolarea combinației formate cunoaște greutăți foarte mari. Analiza termică, larg folosită în aceste cazuri este limitată de posibilitatea de a obține temperaturi foarte ridicate în mod controlat.

Într-un mod cu mult mai simplu, difracția de raze X, permite analiza probelor reacționate în condițiile menționate și identificarea combinațiilor eventual formate în sistem.

Lucrarea de față studiază posibilitățile de aplicare ale acestei metode la determinarea raporturilor de combinare în sisteme cu doi componenți, capabile de a reacționa la temperaturi ridicate, cu formarea unei combinații chimice.

Apariția fazei lichide în sistem asigură condiții cu mult mai bune de omogenizare a reactanților decît la reacțiile chimice în stare solidă.

Topirea amestecului de reacție la temperatura ridicată pe care a reclamat-o sistemul a fost realizată în cazul lucrării de față prin intermediul unui arzător de plasmă. Desfășurarea procesului în condițiile jetului de plasmă, este legată de anumite particularități. Astfel timpul scurt (de ordinul cîtorva secunde), de ședere a topiturii în jetul de plasmă nu permite definitivarea reacției. Pe de altă parte răcirea bruscă survenită la părăsirea jetului asigură înghețarea echilibrului stabilit la temperatura ridicată. Masa rezultată va conține astfel atît componenții inițiali nereacționați cît și compușii formați în concentrațiile corespunzătoare. Sistemul poate fi influențat în anumite condiții prin apariția unor reacții secundare de descompunere, oxidare etc. [1].

Sistemele cu doi componenți aflate sub formă de topitură la temperaturi ridicate sînt foarte asemănătoare cu soluțiile unor complecși aflați în echi-

libru de formare. Această asemănare conduce la presupunerea că diagramele proprietate-compoziție pot să furnizeze în mod analog date asupra stoechiometriei compușilor formați. Pentru stabilirea diagramelor respective în cazul reacțiilor desfășurate în soluție este frecvent utilizată metoda variațiilor continue propusă de Jobb [2], [3]. Condițiile de aplicare ale aceleiași metode sînt respectate și în cazul sistemelor reactive la temperaturi ridicate și este de presupus ca rezultatele analizei roentgenografice să permită pe baza diagramei intensitate-compoziție determinarea stoechiometriei de combinare.

2. DETERMINARI EXPERIMENTALE

In prezenta lucrare a fost luat în studiu sistemul Cr_2O_3—SiO_2 pentru care datele din literatură indică formarea unui singur compus și anume: $Cr_2O_3 \cdot 3\,SiO_2$ [4].

Probele supuse determinărilor practice au avut următoarea compoziție molară a celor doi componenți:

Proba — Moli Cr_2O_3 : moli SiO_2

1	2	3	4	5	6	7	8
0,1:0,9	0,2:0,8	0,25:0,75	0,3:0,7	0,4:0,6	0,5:0,5	0,7:0,3	0,8:0,2

După amestecare, omogenizare și fasonare sub forma unor baghete prismatice, probele au fost supuse topirii într-un jet de plasmă de argon după tehnica experimentală descrisă într-o lucrare anterioară [5]. Topiturile solidificate brusc au fost supuse mojarării pînă la o finețe de 10 000 ochiuri/cm^2 și supuse analizelor roentgenografice efectuate la un difractometru cu contor Geiger-Müller tip TUR-M61. Pe această cale s-a urmărit să se stabilească raportul de combinare a componenților, folosindu-se ca proprietate caracteristică intensitatea unei linii specifice compusului format $Cr_2O_3 \cdot 3\,SiO_2$. Pentru dozarea componenților la probe a fost adăugată aceeași cantitate (25%) de CaF_2 considerată ca și substanța etalon, în conformitate cu metodica indicată în literatură [6]. Eșantioanele au fost preparate prin pastilare sub forma de disc cu diametrul $\phi = 30$ mm. In analiză a fost utilizată radiația FeK la o deschidere a diafragmei de intrare a fascicolului primar de 0,02 mm și a blendei contorului de 0,015 mm.

3. DISCUȚIA REZULTATELOR

Determinările efectuate asupra componenților puri au arătat că proba de Cr_2O_3 nu-și modifică forma de cristalizare și compoziția prin topire în plasmă. Bioxidul de siliciu trece însă prin topire în plasmă și răcire rapidă a probei, într-o stare vitroasă care nu prezintă fenomene de interferență a razelor X.

In roentgenogramele obținute pentru seria de amestecuri izomolare Cr_2O_3—SiO_2 topite în plasmă, se regăsesc liniile caracteristice Cr_2O_3 și

liniile compusului intermediar $Cr_2O_3 \cdot 3\,SiO_2$. Intensitatea acestora din urmă scade cu creşterea concentraţiei în Cr_2O_3 şi de la un raport molar 0,6 Cr_2O_3—0,4 SiO_2 liniile compusului nu mai sînt observabile. Coexistenţa în probă a liniilor compusului $Cr_2O_3 \cdot 3\,SiO_2$ şi a liniilor intense ale Cr_2O_3 arată că reacţia nu este totală. Acest lucru se poate observa şi din figura 1 în care sînt prezentate curbele de dozare pentru Cr_2O_3 în amestecurile iniţiale (curba *1*) şi în amestecurile supuse topirii în plasmă (curba *2*). Pe baza acestor curbe a fost calculată cantitatea de Cr_2O_3 reacţionată şi de aici cantitatea de compus intermediar $Cr_2O_3 \cdot 3\,SiO_2$ formată la diferite concentraţii (fig. 2).

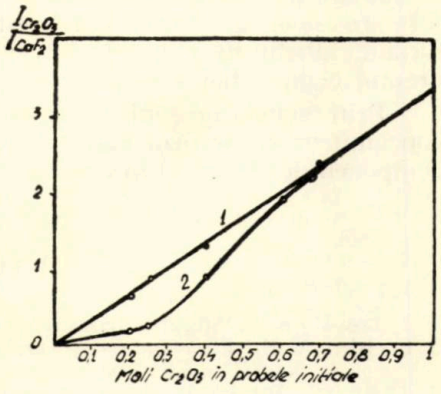


Fig. 1.

Curba intensităţii *I*, a reflexului caracteristic $d = 2{,}71$ Å al $Cr_2O_3 \cdot 3\,SiO_2$ în funcţie de concentraţia molară a componenţilor iniţiali este prezentată în figura 3.

Din figura 3 se observă că maximul curbei se situează la o proporţie a concentraţiilor de 0,25 Cr_2O_3 : 0,75 SiO_2, care corespunde raportului de combinare 1 : 3, indicat teoretic de metoda lui Jobb pentru combinaţia $Cr_2O_3 \cdot 3\,SiO_2$. Regăsirea valorii raportului de combinare în sistemul

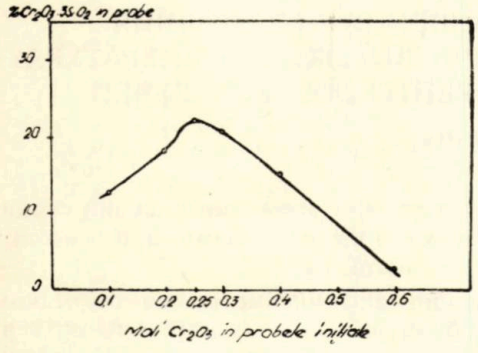


Fig. 2.

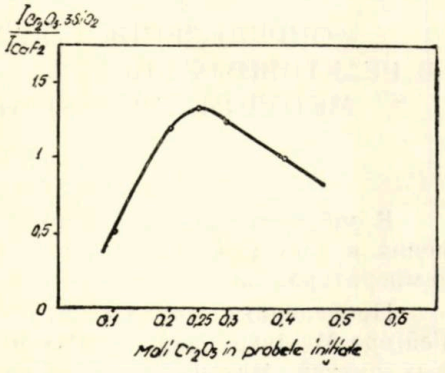


Fig. 3.

Cr_2O_3—SiO_2, arată că metoda difracţiei de raze X, permite nu numai identificarea şi dozarea cantitativă a unui nou compus ci şi determinarea raportului de combinare al reactanţilor folosind o metodică analoagă cu cea propusă de Jobb pentru studiul echilibrelor în soluţii.

Metoda preconizată se poate aplica la sistemele care reacţionează cu formarea unei singure combinaţii noi, indiferent dacă reacţia e totală sau se desfăşoară la echilibru.

CONCLUZII

Analiza roentgenografică poate fi utilizată pentru studiul raportului de combinare în sisteme de doi componenți, reactive la temperaturi ridicate, cu formarea unei combinații. Curba intensității liniei caracteristice a compusului format, funcție de concentrația molară a componenților are un maxim în dreptul compoziției corespunzătoare raportului de combinare.

Prin metoda preconizată în lucrare, există deci posibilitatea de a stabili concomitent cu analiza cantitativă a probelor și raportul de combinare a componenților în cazul în care ei reacționează.

BIBLIOGRAFIE

1. J. De Vynck, Silicates Industriels, *31*, 211 (1966).
2. Babko A. K., *Fiziko-himiceskij analiz complexnih soedenenii v rastvorah*, Izd. Acad. Nauk U.R.S.S. 1955.
3. Jobb P., Annales de Chimie *9*, 113, (1928).
4. Toropov N. A., Barzakovskii U. P., Lapin V. V., *Diagramî sostoiania silicatnîh sistem*, Vîpusk I Izd. Nauka 1965.
5. D. Becherescu, Fr. Winter, S. Flondor, Bul. Științific și Tehnic al I.P.T. Tom. 11(25) 1966 pag. 59.
6. Klug H. P., Alaxander L. E., *X-Ray Diffraction Procedures*, New-York John Wiley and Sons 1954.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СООТНОШЕНИЯ СОЕДИНЕНИЯ В РЕАКТИВНЫХ СИСТЕМАХ ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ МЕТОДОМ ДИФРАКЦИИ РЕНТГЕНОВСКИХ ЛУЧЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

В работе исследуется возможность определения соотношения соединения в системах с двумя реактивными составляющими при высоких температурах методом рентгеновского анализа.

Проведенные анализы при помощи дифрактометра со счётчиком Гейгера-Мюллера вида ТУР-М 61, обнаружили что в серии изомолярных смесей, максимальная напряженность характеристической линии нового соединения, появляется при концентрации реакторов, соответствующей соотношению соединения.

Исследования были проведены на системе Cr_2O_3—SiO_2 на образцах расплавленных в плазме аргона, с целью количественного определения соединения $Cr_2O_3 \cdot 3SiO_2$.

Полученные данные указывают на возможность установления, рёнтгенографическим путём, соотношения соединения реактантов, находящихся при высоких температурах.

ANWENDUNG DER RÖNTGENSTRAHLBEUGUNG BEI DER BESTIMMUNG DER MOHLVERHÄLTNISSE VON VERBINDUNGEN IN SYSTEMEN, DIE BEI HÖHEREN TEMPERATUREN REAKTIONSFÄHIG SIND

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wurde die Möglichkeit der Bestimmung des Molverhältnisses von Verbindungen in Systemen von zwei Komponenten, die bei höheren Temperaturen reaktionsfähig sind, mit Hilfe der röntgenographischen Analyse untersucht.

Die auf einem Diffraktometer der Type TUR-M61, mit Geiger-Müller-Zählrohr, durchgeführten Analysen haben gezeigt, dass in einer Reihe von isomolaren Gemischen der Höchstwert der Intensität der charakteristischen Linie der neu entstandenen Verbindung, bei einer Konzentration der Reaktionskomponenten, die dem Mohlverhältnis der Verbindung entspricht, erscheint.

Die Untersuchungen erstreckten sich auf im Argon-Plasma geschmolzene Proben des Systems Cr_2O_3—SiO_2, wobei man eine quantitative Bestimmung der Verbindung $Cr_2O_3 \cdot 3\,SiO_2$ verfolgte.

Die erhaltenen Ergebnisse zeigen, dass es möglich ist, auf röntgenographischen Wege das Molverhältnis von Reaktionskomponenten, die sich bei hohen Temperaturen befinden, zu bestimmen.

STUDIUL EXTRACȚIEI NIOBIULUI DIN SOLUȚII SULFURICE CU SOLVENȚI ORGANICI

DE

C. DRĂGULESCU și I. KYRI

Extracția niobiului și tantalului în faza lichidă se întrebuințează în scopuri analitice și preparative și are o deosebită importanță datorită proprietăților asemănătoare ale celor două metale.

Metoda de separare a acestor metale prin extracție prezintă o serie de avantaje față de vechile metode de separare, bazate pe cristalizare și precipitare, datorită simplității operațiilor, selectivității, duratei scurte a operațiilor și în special datorită gradului de puritate mai înalt al produselor ce se obțin.

Pentru a găsi un sistem cu ajutorul căruia se poate efectua o separare bună a niobiului de tantal prin extracție, s-au cercetat o serie de solvenți organici precum și soluții apoase ale acizilor minerali de concentrații diferite.

Unii cercetători au folosit soluții clorhidrice sau amestecuri de acid clorhidric cu complexanți puternici (acid fluorhidric, acid oxalic, acid tartric, etc.), folosind pentru extracții cetone, amine, soluții de tributilfosfat, etc.

G. R. Waterbury și colaboratorii [1, 2] au studiat sisteme conținînd în faza apoasă acid fluorhidric și acid sulfuric, faza organică fiind formată din cetone. Goroșcenko și colaboratorii [3] au extras niobiul și tantalul cu ciclohexanonă din soluții sulfurice ce conțin fluorură de amoniu.

O serie de alte sisteme s-au cercetat pentru separarea produselor de fisiune [4], prelucrarea minereurilor și concentratelor, analiza aliajelor și a oțelurilor speciale etc. [5].

In lucrarea de față se studiază extracția niobiului din soluții sulfurice cu solvenți organici și se cercetează influența următorilor parametri asupra eficacității extracției: concentrația fazei apoase în metal, acid sulfuric și KSCN, pH-ul și compoziția fazei organice.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Prepararea unei soluții standard de niobiu

Se cîntăresc 0,05 g Nb_2O_5 într-un creuzet de platină și se adaugă cîțiva mililitri acid sulfuric concentrat și acid fluorhidric 40%. Se încălzește, și se fierbe încet pînă ce apar vapori albi de SO_3. Se repetă operația de

cîteva ori pînă ce Nb_2O_5 se dizolvă în întregime şi soluţia devine limpede. Apoi se completează cu acid sulfuric şi apă distilată pînă la 10 ml în aşa fel, încît final să se obţină o soluţie 18 N H_2SO_4, ce conţine 5 mg Nb_2O_5/ml.

Extracţia. Pentru extracţia niobiului se adaugă la soluţia standard cantităţi variabile de apă distilată şi acid sulfuric şi se agită cu un volum egal de solvent organic într-o pîlnie de separare. După separarea straturilor, repartiţia niobiului între faza apoasă şi faza organică s-a determinat prin metoda fotocolorimetrică [6].

In scopul stabilirii timpului de agitare necesar obţinerii unei eficacităţi mare la extracţie, s-a studiat mai întîi desfăşurarea procesului de hidroliză a soluţiilor sulfurice de niobiu în timp. S-a determinat în acest scop cantitatea procentuală de niobiu hidrolizată în funcţie de timp pentru soluţii 0,18, 3 şi 4 N în acid sulfuric ce conţin 50 γ Nb_2O_5/ml. Din rezultatele experimentale reprezentate în figura 1, se observă că hidroliza progresează destul de repede, iar cantitatea de niobiu reactiv rămas în soluţie după un anumit timp de şedere, creşte cu creşterea concentraţiei acidului sulfuric în soluţie.

Din cauza hidrolizei, creşterea timpului de şedere are un efect nefavorabil asupra eficacităţii extracţiei, deoarece partea hidrolizată a niobiului nu se mai extrage. Din datele obţinute la extracţia niobiului din soluţii sulfurice cu benzen şi acetilacetonă rezultă că coeficientul de distribuţie scade proporţional cu desfăşurarea procesului de hidroliză odată cu creşterea timpului de şedere şi tinde spre o limită constantă.

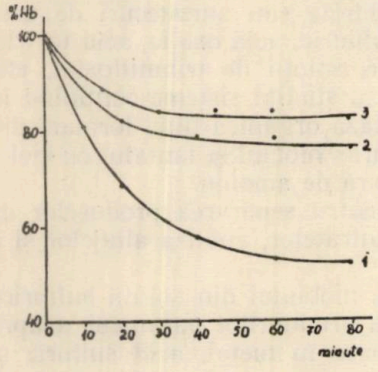


Fig. 1. Hidroliza soluţiilor sulfurice de Nb_2O_5 50 γ/ml :
1 — 0,18 n; *2* — 3 n; *3* — 4 n H_2SO_4.

Pe baza acestor rezultate experimentale, timpul de agitare a fazei apoase cu faza organică s-a stabilit la 1 minut, evitîndu-se astfel în mare măsură hidroliza niobiului în soluţiile sulfurice.

Influenţa concentraţiei niobiului în faza apoasă asupra eficacităţii extracţiei s-a studiat folosind cantităţi de Nb_2O_5 cuprinse între 100 şi 500γ în 3 ml soluţie sulfurică care s-au extras cu volume egale de solvenţi diferiţi. Din datele experimentale rezultă că coeficientul de distribuţie scade în domeniul cercetat odată cu creşterea concentraţiei de niobiu în faza apoasă. In figura 2 s-au reprezentat rezultatele obţinute la extracţia niobiului dintr-o soluţie apoasă 0,6 n H_2SO_4 cu un amestec format din benzen 90% vol. şi acetilacetonă 10% vol.

Creşterea concentraţiei acidului sulfuric peste o anumită limită are o influenţă nefavorabilă asupra eficacităţii extracţiei niobiului, după cum re-

zultă din datele experimentale, obținute la extracția a 100 γ Nb_2O_5 cu benzen și acetilacetonă din soluții sulfurice de concentrații diferite, cuprinse între 0,12 și 4 N. (figura 3).

KSCN care este un complexant puternic, influențează asupra extracției, deoarece înlocuiește parțial sau total liganzii prezenți și se formează complecși rodanici. Rezultatele obținute la extracția soluțiilor sulfurice de

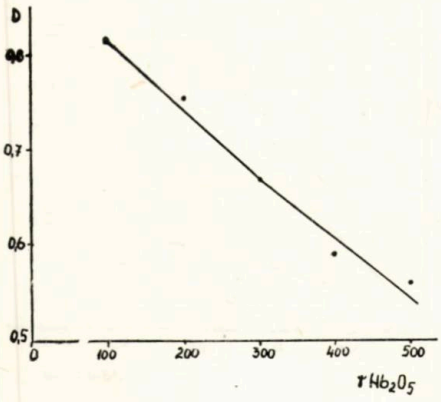


Fig. 2. Variația coeficientului de distribuție în funcție de concentrația fazei apoase în Nb_2O_5.

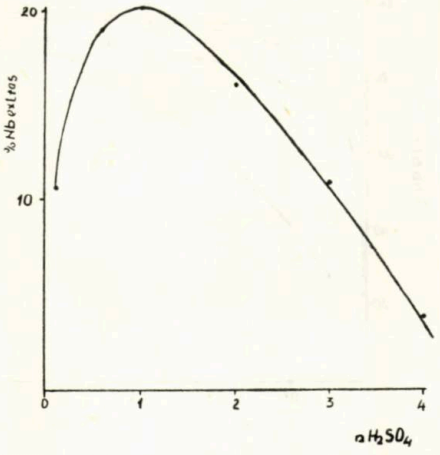


Fig. 3. Variația cantității procentuale de Nb_2O_5 ce se extrage în funcție de concentrația fazei apoase în acid sulfuric.

iobiu cu benzen, cloroform și butanol în prezența unor cantități variabile e KSCN, arată că odată cu creșterea concentrației acesteia în faza apoasă, ade cantitatea de niobiu ce se extrage.

Dacă faza organică însă este formată din acetilacetonă, cantitatea de iobiu ce se extrage crește odată cu creșterea concentrației KSCN. La conentrații ale KSCN pînă la 0,1 M cantitatea de niobiu ce trece în faza organică crește foarte rapid, ajungînd pînă la 95%. În continuare se înregistrează o creștere foarte lentă pînă la o concentrație 0,5 M în KSCN, astfel cît cantitatea de niobiu extrasă din soluții ce conțin 0,1—0,5 M KSCN, imîne aproape constantă. În figura 4 s-au reprezentat cantitățile de niobiu trase, în funcție de concentrația fazei apoase în KSCN. Extracțiile s-au ectuat din soluții 0,12, 0,6 și 2,66 n în H_2SO_4. În figura 5 se arată variația oeficientului de distribuție în funcție de concentrația soluției apoase în SCN.

Se observă, că din soluții mai acide, la început eficacitatea extracției te mai mică și crește mai uniform. Valorile maxime obținute sînt însă arte apropiate și nu sînt influențate decît foarte puțin de concentrația luției în acid sulfuric. Extracția niobiului din soluții mai concentrate în id sulfuric prezintă însă dezavantajul că separarea fazelor se face mai cet și este mai puțin netă.

Încercările de extracție încercate cu un amestec format din benzen 90% vol. și acetilacetonă 10%, au dat rezultate comparabile cu cele obținute cu acetilacetonă pură. După cum rezultă din figura 4 și 5 cantitatea de niobiu extrasă crește însă mai lent cu creșterea concentrației KSCN, iar cantitatea maximă extrasă este mai mică.

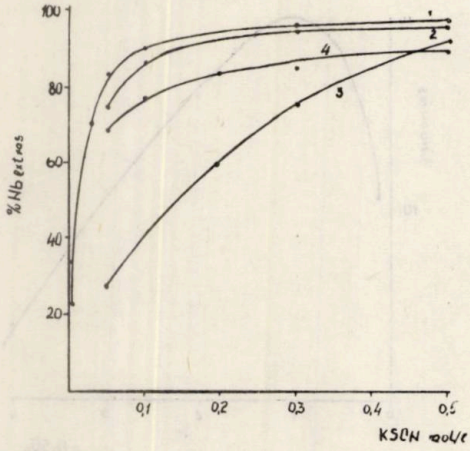


Fig. 4. Influența concentrației fazei apoase în KSCN asupra gradului de extracție la diferite concentrații ale fazei apoase în acid sulfuric :

1 — 0,12 n; *2* — 0,6 n; *3* — 2,66 n H_2SO_4; *faza organică formată din acetilacetonă; 4* — 0,12 n H_2SO_4; faza organică formată din acetilacetonă 10% vol. și benzen 90% vol.

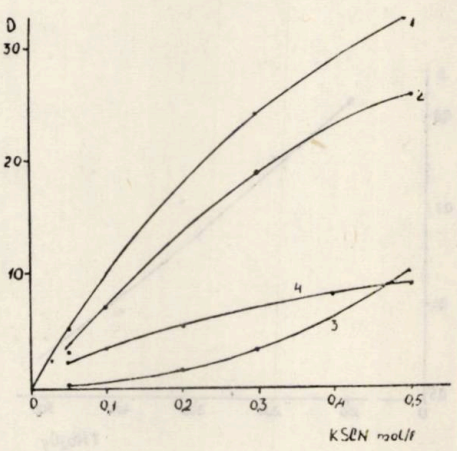


Fig. 5. Variația coeficientului de distribuți în funcție de concentrația fazei apoase î KSCN.

Prezența KSCN în faza apoasă are o influență favorabilă asupra ex tracției și în cazul unor cantități mai mari de niobiu. Efectuînd extracți unor cantități de niobiu cuprinse între 100 și 500 γ Nb_2O_5 cu un amest format din benzen 90% vol. și acetilacetonă 10% vol, dintr-o soluț apoasă sulfurică atît la concentrația H_2SO_4 constantă 0,6 n cît și la concen trația H_2SO_4 variabilă 0,12—0,6 n, se observă prin compararea datelor exp rimentale că eficacitatea extracției este în prezența KSCN mai mare (fig. 6 decît în absența acesteia (figura 2).

Pentru a studia efectul concentrației de acetilacetonă în faza organic s-au efectuat extracții cu amestecuri de solvenți ce conțin cantități diferi de acetilacetonă și benzen. S-au întrebuințat în acest scop amestecuri c un conținut de 5—50% vol. acetilacetonă. După cum se observă din figura cantitatea procentuală de niobiu ce se extrage, crește la început proporțion cu creșterea concentrației de acetilacetonă în amestecul de solvenți, răm nînd apoi constantă pentru amestecuri ce conțin peste 20% vol. acetilaceton

Cercetările s-au efectuat cu soluții sulfurice de niobiu cu un conținut de 100 γ Nb_2O_5 și 200 γ Nb_2O_5, obținîndu-se în cel de al doilea caz valori mai mici pentru cantitățile procentuale extrase.

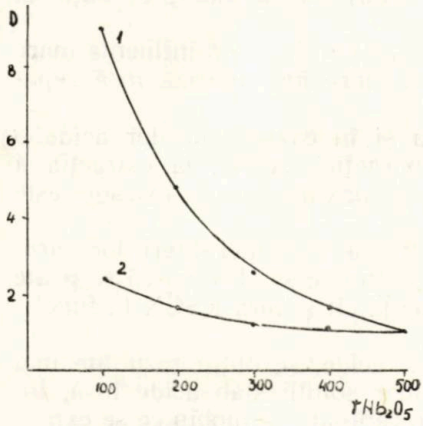


Fig. 6. Variația coeficientului de distribuție în funcție de concentrația fazei apoase în Nb_2O_5 în prezența KSCN 0,5 M/l :

1 — la concentrația H_2SO_4 variabilă 0,12—0,6 n; *2* — la concentrația H_2SO_4 constantă 0,6 n.

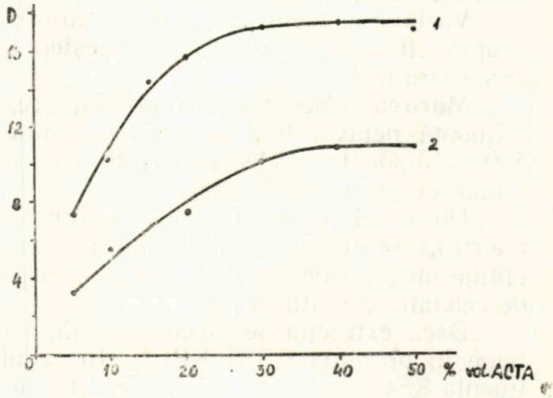


Fig. 7. Influența concentrației fazei organice în acetilacetonă asupra coeficientului de distribuție :

1 — 100 γ Nb_2O_5 ; *2* — 200 γ Nb_2O_5 .

Studiul influenței pH-ului asupra eficacității extracției s-a făcut cu o serie de soluții apoase sulfurice de niobiu la o concentrație a H_2SO_4 de 0,12 n și 0,6 n în prezența KSCN și în absența acesteia și cu diferiți solvenți, respectiv amestecuri de solvenți (fig. 8, 9) în scopul determinării condițiilor optime de extracție atît în ceea ce privește cantitatea de niobiu ce se extrage, cît și în privința posibilității unei separări ușoare a fazelor. Se observă în toate cazurile că la început, odată cu creșterea pH-ului se înregistrează o creștere rapidă a cantității procentuale de niobiu ce se extrage pînă la o limită maximă, menținîndu-se la valori ridicate într-un domeniu de pH cuprins aproximativ între 2 și 5, ca apoi la mărirea pH-ului să scadă destul de repede datorită hidrolizei.

Influența favorabilă a KSCN în domeniul de pH optim (2—5) pentru extracție, este mai puțin pronunțată decît în cazul soluțiilor mai acide. Curbele obținute la extracția niobiului din soluții sulfurice în prezența KSCN sînt asemănătoare cu cele obținute la extracția soluțiilor fără KSCN, iar valorile maxime sînt apropiate și se situiază în același domeniu de pH.

În cazul întrebuințării unor amestecuri de solvenți formate din acetilacetonă 10% vol. și 90% cloroform, butanol sau benzen, se obțin curbe aproximativ paralele ale căror maxime diferă puțin în funcție de solubilitatea complecșilor de niobiu în acești solvenți. Creșterea proporției de acetilacetonă în amestecul de solvenți are o influență favorabilă asupra extrac-

ției. Din rezultatele experimentale obținute cu amestecuri de acetilacetonă și benzen ce conțin 10%, 20% și 30%, vol. acetilacetonă se observă că creșterea cantității de niobiu ce se extrage este mai mare între 10% și 20% vol. acetilacetonă decît între 20% și 30% vol. Valori asemănătoare se obțin și cu acetilacetonă pură.

Variația concentrației H_2SO_4 între 0,1 n și 0,6 n nu are o influență mare asupra eficacității extracției, o creștere prea mare îngreunează însă separarea straturilor.

Mărirea concentrației niobiului are, ca și în cazul soluțiilor acide o influență nefavorabilă asupra eficacității extracției. Astfel, la extracția a 500 γ Nb_2O_5 în aceleași condiții, cantitatea maximă ce se extrage este numai de aproximativ 70%.

Din datele exeperimentale obținute la studiul influenței diferiților parametrii asupra extracției niobiului din soluții sulfurice se observă că se poate obține un grad de extracție bun atît în prezența cît și fără KSCN în funcție de celelalte condiții de lucru.

Dacă extracția se efectuează din soluții acide, se obțin rezultate mai bune în prezența 0,5 M KSCN. În cazul unor soluții slab acide însă, influența KSCN este mai mică și cantitățile procentuale de niobiu ce se extrag în domeniul optim de pH (2—5) sînt apropiate atît în prezența cît și fără KSCN.

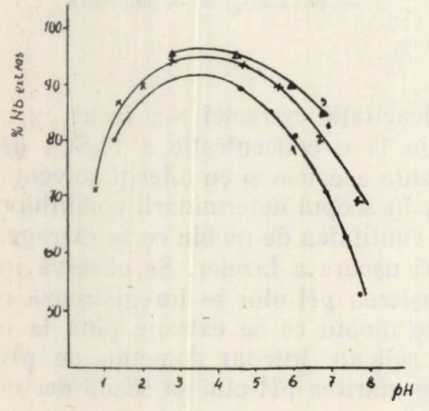


Fig. 8. Influența compoziției fazei organice asupra gradului de extracție la diferite valori de *p*H:

1 — acetilacetonă 10% vol. benzen 90% vol.; *2* — acetilacetonă 10% vol., butanol 90% vol.; *3* — acetilacetonă 10% vol., cloroform 90% vol.

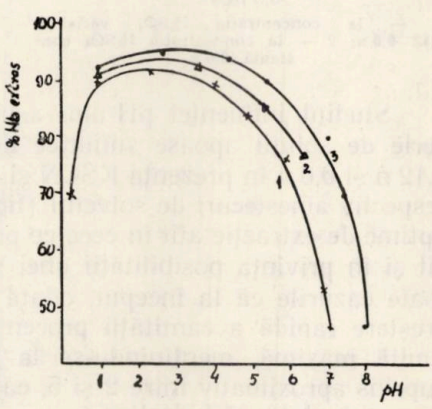


Fig. 9. Influența concentrației fazei organice în acetilacetonă asupra gradului de extracție la diferite valori de *p*H:

Concentrația fazei organice în acetilacetonă: *1* — 10% vol.; *2* — 20% vol.; *3* — 30% vol.

În toate cazurile studiate, creșterea concentrației acetilacetonei în amestecul de solvenți mărește eficacitatea extracției.

În prezența tantalului este mai avantajos să se efectueze extracția niobiului din soluții mai acide și în prezență de KSCN. Tantalul nu se extrage în aceste condiții [3].

Interpretarea rezultatelor

Din datele experimentale, obținute la studiul influenței unor parametrii asupra extracției niobiului din soluții sulfurice, se constată că acetilacetona precum și amestecuri de acetilacetonă cu alți solvenți, permit obținerea unui grad de extracție înalt. Acetilacetonă este o β-dicetonă care în forma sa enolică posedă un atom de hidrogen ce poate fi înlocuit cu un metal, și un atom de oxigen cetonic, capabil să formeze un inel chelatic :

$$CH_3-\underset{\underset{O}{\|}}{C}-CH_2-\underset{\underset{O}{\|}}{C}-CH_3 \rightleftarrows CH_3-\underset{\underset{OH}{|}}{C}=CH-\underset{\underset{O}{\|}}{C}-CH_3$$

Acetilacetona se poate întrebuința în stare pură, cînd împlinește atît rolul de agent de extracție cît și de solvent ; în foarte multe cazuri însă se amestecă cu alți solvenți în care acetilacetonații formați se solvă.

Este cunoscut faptul că viteza de stabilire a echilibrului de extracție este în majoritatea cazurilor foarte mare, dacă faza organică este formată din acetilacetonă pură ; în cazul întrebuințării unor amestecuri formate din acetilacetonă și alți solvenți, viteza de stabilire a echilibrului este ceva mai mică [7]. La extracția niobiului viteza mare de stabilire a echilibrului este foarte avantajoasă, deoarece permite să se scurteze durata agitării fazei organice cu faza apoasă, evitîndu-se astfel hidroliza.

După R. M. Diamond [8] valoarea coeficeintului de distribuție se schimbă odată cu creșterea concentrației metalului sau a acidului ce participă la formarea complecșilor în așa fel, încît favorizează faza în care există specii mai bogate în acești ioni. Din datele experimentale obținute la extracția niobiului din soluții sulfurice, se observă că coeficientul de distribuție scade odată cu creșterea concentrației niobiului, ce se datorește formării unor asociații sau polimeri, respectiv a unor complecși polinucleari mai bogați în niobiu. Aceste specii există în faza apoasă alături de cationi și anioni complecși, precum și complecși neutri mononucleari. Scăderea coeficientului de distribuție favorizează deci în acest caz faza apoasă.

V. I. Paramonova și S. A. Bartenev [9] au constatat prin studiul sorbției soluțiilor sulfurice de niobiu pe rășini schimbătoare de ioni puternic acide și puternic bazice, existența următoarelor specii : cationi complecși, anioni complecși, complecși neutri și polimeri coloidali. Raportul cantitativ al acestor specii depinde de concentrația acidului sulfuric. La concentrații mai mici în acid sulfuric predomină cationii complecși, ceea ce explică valorile mai mari ale coeficientului de distribuție obținute în aceste condiții la extracția niobiului cu acetilacetonă și amestecuri de acetilacetonă cu alți solvenți. La concentrații mai mari în acid sulfuric (peste 2 N) încep să predomine anionii complecși care se extrag mai greu. Datele experimentale arată că coeficientul de distribuție scade odată cu creșterea concentrației acidului sulfuric, favorizînd faza apoasă în care se formează într-o proporție mai mare anionii complecși mai bogați în ioni SO_4^{2-}.

Ia. G. Goroşcenko [10] a stabilit prin alte metode existenţa unor sulfaţi de niobiu, de forma $Nb_2O_4SO_4$, $Nb_2O_3(SO_4)_2$ şi $Nb_2O(SO_4)_4$, iar alţi cercetători au arătat că în soluţii slab sulfurice predomină $Nb(OH)_4^+$, pe cînd în soluţii mai concentrate în acid sulfuric există ionul $NbO(SO_4)_2^-$, ceea ce este în concordanţă cu datele obţinute în lucrarea de faţă.

Sulfocianurile alcaline fiind cunoscute ca complexanţi puternici, micşorează prin prezenţa lor coeficientul de distribuţie, în cazul extracţiei niobiului din soluţii sulfurice, cu o serie de solvenţi, cum sînt benzenul, cloroformul şi butanolul care au fost întrebuinţaţi de noi în acest scop. Dacă însă extracţia se face cu acetilacetonă sau amestecuri de acetilacetonă cu alţi solvenţi, complecşii ce se formează se extrag mult mai bine în faza organică. Se poate presupune că în aceste condiţii se formează complecşi acetilacetonatorodanici solubili în solvenţi organici care seamănă cu complecşii obţinuţi de A. T. Pilipenko şi L. I. Savranski [11] cu acetilacetonă din soluţii clorhidrice de niobiu sub formă de precipitat. In acest complex niobiul, acetilacetonă şi SCN^- se combină în următorul raport molar: $[Nb]:[C_5H_7O_2]:[SCN^-]=2:1:1$; iar pe baza spectrelor I.R. s-a propus o structură ciclică.

S-a constatat deci existenţa unor complecşi binucleari şi se presupune totodată existenţa lanţurilor —O—Nb—O—Nb—O— ceea ce este în concordanţă cu datele obţinute de noi la extracţia niobiului din soluţii sulfurice în prezenţă de KSCN, în amestecuri formate din acetilacetonă şi alţi solvenţi. In analogie cu cele spuse mai sus la extracţia niobiului din soluţii sulfurice fără KSCN, scăderea coeficientului de distribuţie odată cu creşterea concentraţiei niobiului este determinată de prezenţa unor complecşi polinucleari şi polimeri.

Din forma curbelor obţinute la studiul influenţei pH-ului asupra gradului de extracţie rezultă că la extracţia niobiului din soluţii sulfurice atît în prezenţa cît şi fără KSCN cu amestecuri de acetilacetonă şi alţi solvenţi, se formează în domeniul de pH cercetat complecşi de tipul $MA_n(HA)_r(OH)_p$. Complecşi de acest tip sau de tipul $MA_n(OH)_p$ se formează în special atunci cînd extracţia metalului se face într-un domeniu de pH unde acesta hidrolizează. Se observă că la concentraţii mai mari de acetilacetonă în amestecul de solvenţi organici, curbele de extracţie se deplasează spre domeniul acid şi se obţine un grad de extracţie mai bun.

CONCLUZII

S-au determinat condiţiile optime pentru extracţia niobiului din soluţii sulfurice cu acetilacetonă respectiv cu amestecuri formate din acetilacetonă şi alţi solvenţi (benzen, butanol, cloroform).

In cazul soluţiilor acide 0,12—4 N H_2SO_4, eficacitatea extracţiei se măreşte foarte mult prin adăugarea de KSCN în faza apoasă.

Creșterea pH-ului pînă la o anumită limită are o influență favorabilă asupra extracției. Valori maxime pentru coeficientul de distribuție se obțin în următoarele condiții de lucru : pH=2—5, concentrația KSCN 0,5 M, extractant acetilacetonă respectiv amestecuri de acetilacetonă cu alți solvenți.

Comportarea diferită a soluțiilor sulfurice de niobiu în funcție de condițiile de lucru se datorește formării unor complecși diferiți.

In soluții slab acide predomină cationi complecși care se extrag bine. La valori mai mari de pH, într-un domeniu în care niobiul hidrolizează într-o proporție mare, există complecși de forma $MA_n(HA)_r(OH)_p$ respectiv $MA_n(OH)_p$.

La aciditâți mai mari se formează cu preponderență anioni complecși mai bogați în SO_4^{2-}, care se extrag mai greu.

Adăugarea de KSCN în soluții sulfurice de niobiu duce la formarea unor complecși acetilacetonatorodanici care se solvă bine în acetilacetonă și amestecuri formate din acetilacetonă și alți solvenți, chiar la aciditâți mai mari, cînd tantalul nu trece în faza organică.

BIBLIOGRAFIE

1. Waterbury G. R. și Bricker C. E., Analyt. Chem., 1957, 29, 1474.
2. Waterbury G. R. și Bricker C. E., Analyt. Chem., 1958, 30, 1007.
3. Goroșcenko Ia. G., Andreeva M. I. și Babkin A. G., Zhur. priklad. Khim., 1959, 22, 1904.
4. Suzuki N. și Omori T., Bull. Chem. Soc. Japan, 1962, 35, 4, 595.
5. Miller G. L., *Tantalum and Niobium*, London 1959.
6. Kolthoff I. M., Elving Ph. J. și Sandell E. B., Treatise on Analytical Chemistry, part. II, vol. 6, New York 1964.
7. Stary J., The Solvent Extraction of Metal Chelates, Oxford, Pergamon Press, 1964.
8. Diamond R. M., J. Phys. Chem., 1957, 61, 69.
9. Paramonova V. I. și Bartenev S. A., Zhur. neorg. Khim, 1958, 3, 74.
10. Goroșcenko Ia. G., Zhur. neorg. Khim., 1956, 1, 903.
11. Pilipenko A. T. și Savranski L. I., Zhur. neorg. Khim., 1965, 10, 434.

ЭКСТРАКЦИЯ НИОБИЯ ИЗ СЕРНОКИСЛЫХ РАСТВОРОВ ОРГАНИЧЕСКИМИ РАСТВОРИТЕЛЯМИ

(РЕЗЮМЕ)

Изучается экстракция ниобия из сернокислых растворов при помощи ацетилацетона, бензола, хлороформа и бутанола, а также влияние следующих параметров на эффективность экстракции : концентрация водной фазы в металле, серной кислоте и KSCN, pH и состав органической фазы. Ниобий хорошо экстрагируется из сернокислых растворов в присутствии KSCN и ацетилацетона и смесей ацетилацетона с другими растворителями.

Определяются оптимальные условия для экстракции ниобия и указывается на возможность его отделения от тантала.

UNTERSUCHUNGEN ÜBER DIE EXTRAKTION VON NIOBIUM AUS SCHWEFELSAUREN LÖSUNGEN MIT ORGANISCHEN LÖSUNGSMITTELN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird die Extraktion von Niobium aus schwefelsauren Lösungen mit Acetylaceton, Benzol, Chloroform und Butanol untersucht und der Einfluss folgender Parameter auf die Wirksamkeit der Extraktion verfolgt: Konzentration des Metalls, der Schwefelsäure und KSCN in der wässrigen Phase, pH und Zusammensetzung der organischen Phase. Niobium kann mit Acetylaceton und Gemischen von Acetylaceton mit anderen Lösungsmitteln in Gegenwart von KSCN extrahiert werden.

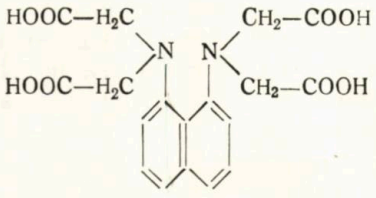
Es werden die optimalen Extraktionsbedingungen für Niobium festgesetzt und die Möglichkeit der Trennung von Tantal gezeigt.

ACIDUL PERI NAFTILEN DIAMINO *N*—*N*, *N'*—*N'* TETRAACETIC CA REACTIV IN ANALIZA CHELATOMETRICĂ. TITRAREA CUPRULUI IN PREZENȚĂ DE MUREXID

DE

C. DRĂGULESCU, M. LAZĂR

In chimia complecşilor dintre cationii metalici şi liganzii de tipul acizilor poliamino-policarboxilici, pînă în prezent nu avem cunoştinţă de sinteza, caracterizarea şi formarea de complecşi metalici a unui acid de acest tip din seria 1,8 diaminonaftalenei (peri naftilen diaminei), tetracarboximetilate şi anume acidul peri naftilen diamino *N*—*N*, *N'*—*N'* tetraacetic (peri NDTA)



S-a ales isomerul peri naftilen diaminic pentru faptul că acesta prezintă interes pentru comportarea lui ca un complexon care poate funcţiona maximum hexadentat prin coordinarea la un cation metalic a tuturor grupelor funcţionale conţinute.

Inlocuirea grupării etilenice din acidul etilendiamino tetraacetic, cu gruparea peri naftilenică, trebuie să ducă la comportări diferenţiate în complexare, pe de o parte datorită înlocuirii unui lanţ alifatic de 2 atomi de carbon cu un sistem aromatic condensat care leagă între cei doi atomi de azot trei atomi de carbon, iar pe de altă parte datorită posibilităţii de închidere a unui ciclu plan hexaatomic în loc de un ciclu pentaatomic şi neplan a grupării etilendiaminice din EDTA.

Pe baza acestei diferenţe de structură, este de aşteptat ca acest ligand să funcţioneze similar cu EDTA şi să formeze complecşi metalici 1 : 1 (maximum hexadentat), sau dimpotrivă fiecare grupă aminodiacetică să funcţioneze independent (maximum tridentat) şi astfel să poată forma complecşi metalici 1 : 2 (1 ligand : 2 metal).

SINTEZA ACIDULUI PERI NAFTILEN DIAMINO *N—N, N'—N'* TETRAACETIC

Pentru obținerea acidului peri naftilen diamino *N—N, N'—N'* tetraacetic (NDTA) s-a plecat de la naftalină care prin nitrare formează α nitronaftalină [1], aceasta prin nitrare în continuare conduce la formarea unui amestec de 1,5 dinitronaftalină și 1,8 dinitronaftalină [2]. Separarea isomerului 1,8 dinitronaftalină s-a realizat prin extracție cu acetonă, isomerul 1,5 fiind solubil.

Naftilen peri diamina s-a obținut prin reducerea 1,8 dinitronaftalinei cu clorură stanoasă și acid clorhidric în soluție alcoolică [3]. Diamina obținută s-a purificat prin recristalizare din alcool etilic 30%, apoi s-a condensat la cald cu cianură de sodiu (soluție 30%) și aldehidă formică (soluție 35%) în prezența hidroxidului de sodiu, respectîndu-se raportul 1 mol naftilen diamină la 4 moli cianură de sodiu, respectiv 4 moli aldehidă formică, plus un exces de 5—10%. Reacția s-a realizat într-un balon prevăzut cu agitare mecanică încălzit la 50 °C (în termostat) lucrîndu-se cu 21 g naftilen diamină, 26 g cianură de sodiu și 16 g aldehidă formică. La naftilendiamina introdusă pentru reacție s-au adăugat treptat 2,2 g hidroxid de sodiu solid, 5,2 g cianură de sodiu sub forma unei soluții de 30%, iar după evaporarea unei părți de apă sub vid se adaugă în porțiuni mici 3,2 g aldehidă formică, se agită pînă la degajarea completă a amoniacului. Se adaugă din nou 5,2 g cianură de sodiu, se evaporă în vid o parte de apă, se adaugă 3,2 g aldehidă formică și se agită pînă la degajarea completă a amoniacului. Operația se repetă de încă 3 ori în așa fel ca final să fie adăugată cantitatea totală de cianură de sodiu (26 g) și de aldehidă formică (16 g). Durata reacției este de cîteva zile.

Amestecul reacționat se agită cu 400 ml apă distilată, se filtrează, rezidiul se amestecă din nou cu 400 ml apă plus 2—5 g hidroxid de sodiu solid, se agită și se filtrează. Filtratele se colectează împreună și sînt concentrate la un volum redus (circa 100 ml). Substanța cristalizată după răcire se filtrează, iar filtratul se concentrează la un volum și mai redus și fracțiunea cristalizată se filtrează din nou. Fracțiunile cristalizate prin operațiile de mai sus, care au culoare brun închis spre negru, sînt redizolvate în apă, iar soluția obținută este amestecată la cald cu cărbune animal apoi filtrată. Filtratul se concentrează la sec, rezidiul rezultat se extrage la cald de 3—4 ori cu cîte 50 ml alcool etilic 95% și filtrat de fiecare dată (în soluția etanolică trecînd impuritățile).

Substanța solidă rămasă după extracția cu alcool etilic este uscată, obținîndu-se final 9—10 g substanță slab colorată în brun deschis reprezentînd sarea de sodiu a acidului sintetizat. Ea se solvă în soluție apoasă cu o coloratie slab galbenă, soluția fiind neutră.

Prin acidularea filtratului rămas, cu acid clorhidric filtrarea soluției și diluarea filtratului rămas cu o cantitate de 10—15 ori mai mare de acetonă, are loc precipitarea unei noi cantități de substanță. Fracțiunea preci-

pitată este încălzită cu alcool etilic 95% filtrată și uscată. Rezultă 8—9 g substanță având culoare gălbuie, dar prin dizolvare în apă dă o soluție acidă.

Sarea tetrasodică precum și substanța obținută din filtrat, se dizolvă în apă cît mai puțină (aproximativ 100 ml), se acidulează cu acid clorhidric concentrat cînd cristalizează acidul liber. După filtrare cristalele se spală cu apă, apoi se usucă la 70—80 °C.

CARACTERIZAREA SUBSTANȚEI

NDTA se prezintă sub formă de cristale de culoare albă, p.t = 252—253°C (cu descompunere), greu solubil în apă și solvenți organici cu excepția alcoolului etilic în care se solvă în cantitate foarte mică numai la încălzire.

Rezultatele analizei elementare corespund substanței obținute cu formula $C_{18}H_{18}O_8N_2$ și anume :

	% calculat	% găsit
C	55,38	55,27
H	4,87	4,90
N	7,36	7,40

Prin cercetarea spectrelor de I.R. atît pentru acidul liber cît și pentru sarea disodică a acestuia s-a ajuns la următoarele concluzii : în ce privește nucleul naftalinic 1,8 disubstituit în general, literatura de specialitate oferă un număr relativ redus de date privind vibrațiile sale caracteristice. În linii mari ele se aseamănă cu vibrațiile mult mai bine studiate ale benzenului și ale derivaților săi [4], [5]. Sînt astfel caracteristice benzile de valență C—H (2990, 3000, 3030, 3040, 3050 cm^{-1} pentru acidul liber și 3010, 3070 cm^{-1} pentru sarea disodică) precum și unele benzi de schelet care în cazul combinațiilor amintite sînt greu de identificat datorită suprapunerii lor cu unele benzi ale carboxilului [6]. Este vorba de benzile din jur de 1600 cm^{-1} (umăr 1600 cm^{-1} pentru sarea disodică și bandă slabă la 1560 cm^{-1} pentru acid) 1450 pînă la 1525 cm^{-1} (umere : 1470 cm^{-1} pentru acidul liber și 1455 cm^{-1} pentru sarea disodică) precum și cele din jur de 1400 cm^{-1} (1420 cm^{-1} pentru acid și 1405 cm^{-1} pentru sarea disodică).

Informații privind modul de substituire a nucleului naftalinic, deocamdată pot fi obținute numai prin examinarea vibrațiilor de deformare în plan și în afara planului legăturilor C—H. Pentru un sistem de 3 hidrogeni adiacenți ar trebui să apară o bandă în jur de 810—750 cm^{-1} corespunzătoare vibrațiilor C—H în afara planului [7]. În cazul acidului liber apare o bandă la 750 cm^{-1} iar în cazul sării disodice una la 710 cm^{-1}, ambele ceva cam coborîte. Vibrațiile în plan C—H în cazul nucleelor 1 substituite apar în jur de 920, 1050 și 1200 cm^{-1} [4]. În cazul combinațiilor studiate se pot identifica pentru acidul liber : 910 cm^{-1}, 1015 cm^{-1} și 1205 cm^{-} (umăr), iar pentru sarea disodică 910 cm^{-1}, 1040 cm^{-1} și 1212 cm^{-1}.

Restul α aminoacetic : Amino acizii sînt relativ bine studiați și în linii mari ce cunosc principalele benzi caracteristice [8], [9], [10]. Carboxilul ionizat apare prin vibrațiile de valențe asimetrice (1560–1600 cm^{-1}) și simetrice (aprox. 1400 cm^{-1}). La sarea disodică se identifică în aceste domenii două benzi 1640 cm^{-1} și 1390 cm^{-1} ; acidul liber neavînd benzi în domeniul 1600–1700 cm^{-1} ne conduce la interpretarea că nu conține grupări carboxilice ionizate. Grupările carboxilice libere apar în cazul acidului liber prin vibrația de valență CO la 1730 cm^{-1} iar în cazul sării disodice la 1670 cm^{-1}.

Vibrațiile OH de valențe se găsesc în jur de 3430 cm^{-1} și 3090 cm^{-1} pentru sare și la 3440 cm^{-1} pentru acidul liber. Aceasta dovedește în primul caz o asociere de două tipuri iar în cel de al doilea o asociere relativ slabă.

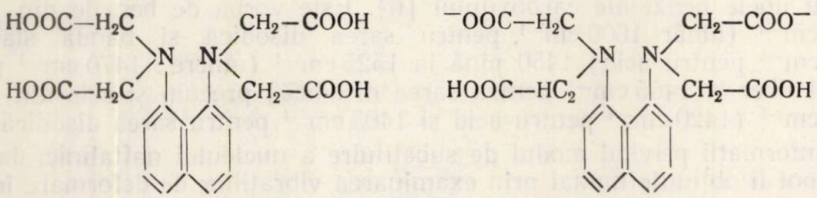
Vibrațiile de deformare OH în plan și alungire CO sînt responsabile de benzile relativ intense din jur de 1440—1395 cm^{-1} și 1315—1280 cm^{-1}, care apar în cazul acizilor carboxilici [11].

Astfel de benzi pot fi identificate la acidul liber 1440 cm^{-1} și 1320 cm^{-1} (umăr) iar pentru sarea disodică 1440 cm^{-1} și 1330 cm^{-1}.

Benzile în jur de 975 cm^{-1} pentru acid și 970 cm^{-1} pentru sare pot fi considerate benzi de deformare OH în afara planului.

Benzile de la 1360 cm^{-1} și 1340 cm^{-1} se datoresc probabil unor vibrații C—N de valență. Gruparea CH_2 apare prin vibrațiile sale bine cunoscute de valențe 2860 cm^{-1} pentru acidul liber și 2860 cm^{-1} și 2950 cm^{-1} pentru sarea disodică. Benzile CH_2 de deformație sînt greu de recunoscut fiind acoperite de alte vibrații.

În concluzie se poate preciza că structura celor două substanțe este cea presupusă. Rămîne ca un fapt curios că deși atît sarea disodică cît mai ales acidul liber prezintă grupări carboxilice libere, nu are loc protonarea azotului aminic cum este în general așteptat la amino acizi. Aceasta se explică probabil printr-o puternică împiedicare sterică datorită prezenței în poziția peri a celor două grupări amino diacetice. Reiese că structura celor două substanțe este următoarea :



Această constatare din urmă privind încărcarea sterică a azotului poate să implice și o disponibilitate a acestui atom pentru a forma legături covalente în complecși.

În figura 1 și în figura 2 se prezintă spectrele I.R pentru acidul liber și pentru sarea sa disodică.

Determinarea distanței interreticulare a acidului liber și a sării disodice s-a efectuat prin metoda pulberilor cu aparatul TUR-M61, folosind

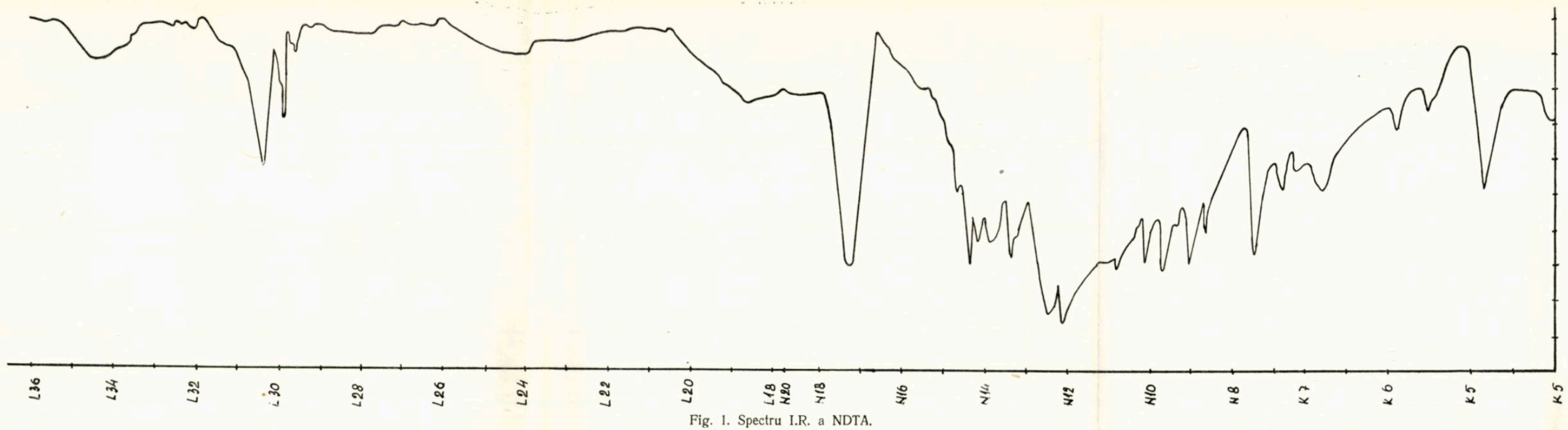


Fig. 1. Spectru I.R. a NDTA.

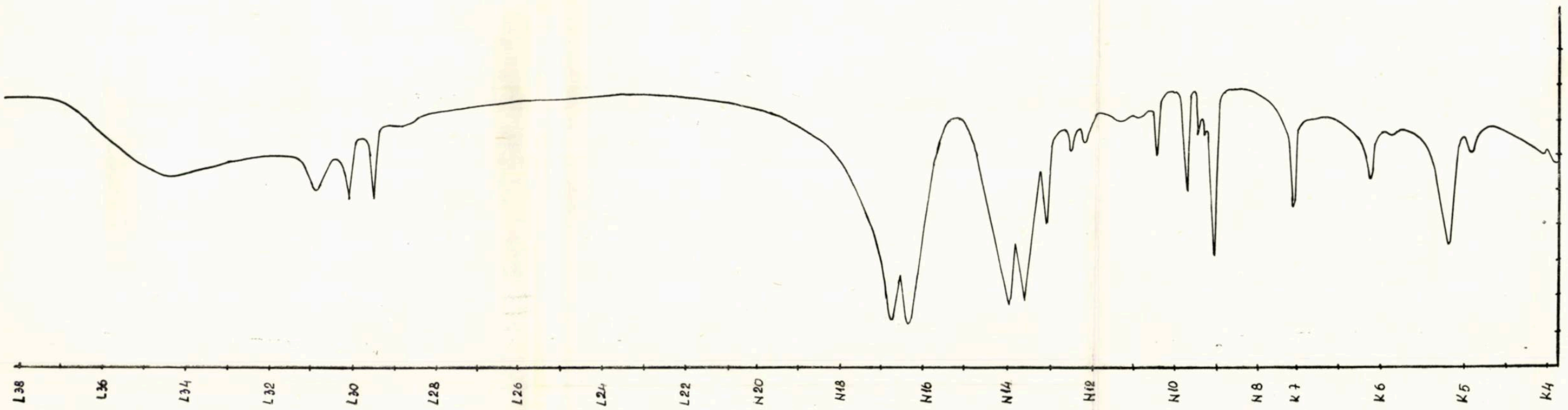
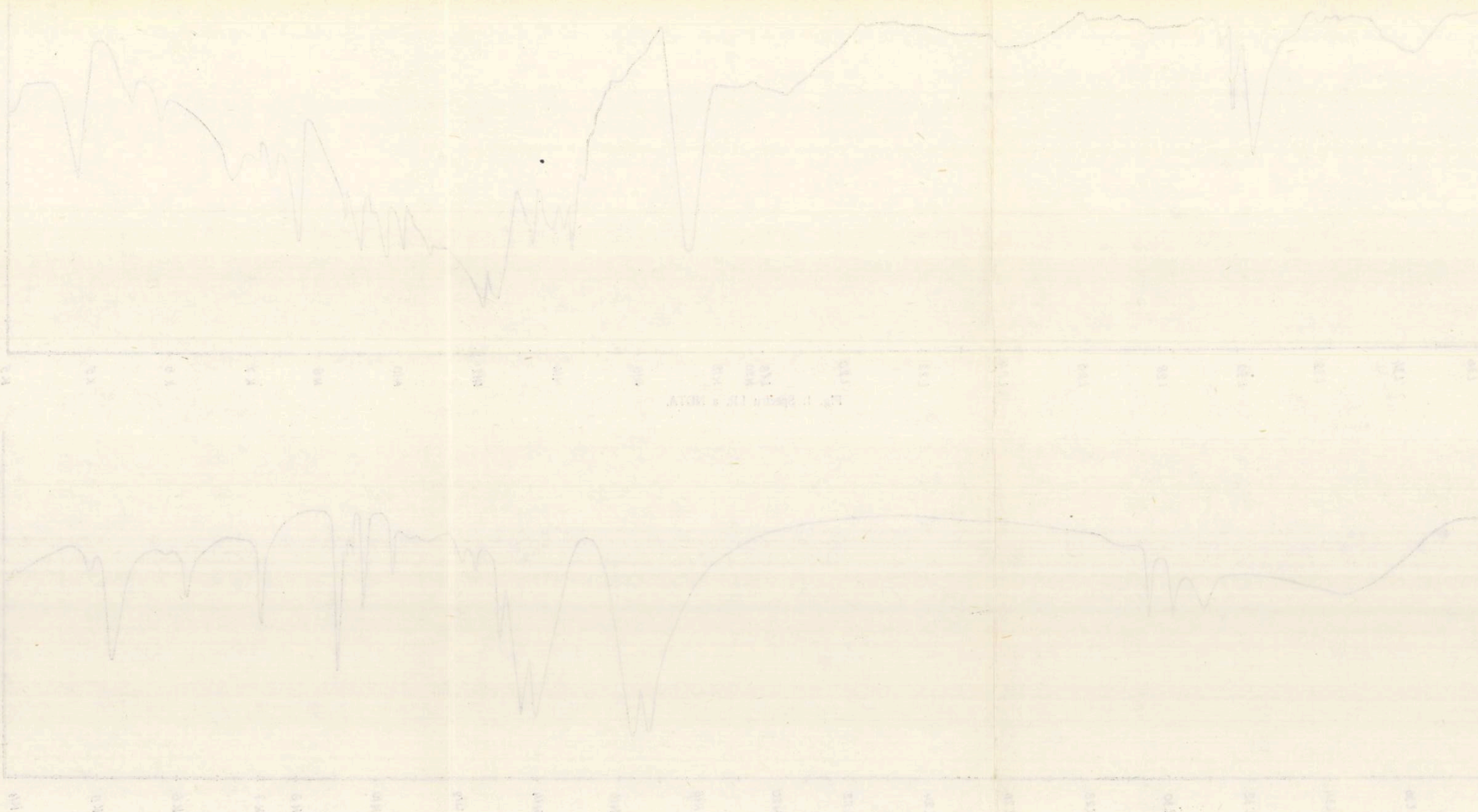


Fig. 2. Spestru I.R. a sării disodice a NDTA.



anticatodă FeKα la 6000 Imp/minut încărcare a contorului Geiger-Müller, cu o deschidere a diafragmei contorului de 0,15 mm. În tabelul 1 se dau rezultatele obținute.

Tabelul 1

Nr. crt.	Acidul peri naftilen diamino N—N, N'—N' tetraacetic			Sarea disodică a NDTA		
	θ	d_{hkl}	I_r	θ	d_{hkl}	I_r
1	11,45	4,8761	8	11,45	4,8761	22
2	12,37	4,5185	49	12,33	4,5329	92
3	12,63	4,4270	100	12,57	4,4478	100
4	15,35	3,6567	32	15,28	3,6730	44
5	16,28	3,4529	20	16,25	3,4592	41
6	17,57	3,2066	12	17,57	3,2066	21
7	17,87	3,1545	23	17,87	3,1545	46
8	18,05	3,1240	49	18,00	3,1324	89
9	18,84	2,9975	48	18,85	2,9960	70
10	20,06	2,8220	6	20,06	2,8220	13
11	21,37	2,6564	17	21,37	2,6564	30
12	22,30	2,5509	16	22,30	2,5509	22
13	23,35	2,4442	32	23,32	2,4452	72
14	23,70	2,4082	9	23,68	2,4101	16
15	24,03	2,3770	17	24,03	2,3770	24
16	24,65	2,3208	8	24,65	2,3208	21
17	25,95	2,2120	8	25,95	2,2120	15
18	27,22	2,1162	10	27,10	2,1176	17
19	29,15	1,9872	16	29,15	1,9872	25
20	29,57	1,9615	7	29,57	1,9515	18

La sarea disodică se observă o afînare foarte slabă a rețelei fără schimbarea sistemului de cristalizare.

Descompunerea termică a acidului, după cum se observă din termograma alăturată (figura 3), începe la 210 °C avînd o viteză mare pînă la 280 °C, cînd pierderea în greutate corespunde la 66,7%. Descompunerea are loc prin distrugerea edificiului molecular, în rezidiu rămînînd produși de condensare corespunzînd în greutate nucleului naftalinic, pierderea calculată teoretic trebuind să fie 67%. In continuare se constată că viteza de descompunere este mult mai înceată, în acest interval avînd loc arderea rezidiului.

In comparație cu acidul liber, sarea disodică a sa, se descompune diferit după cum este de altfel de așteptat și după cum se observă și din termogramă (figura 4). Descompunerea începe și în acest caz la 210 °C, însă la 310 °C apare o inflexiune care indică o descompunere în două etape. Prima etapă înregistrează o pierdere în greutate de 27,3% ceea ce corespunde eliminării a două grupări acetice libere reprezentînd teoretic 27,6%.

Descompunerea sării disodice se termină la 420 °C dar dacă se calcinează rezidiul, rezultă carbonat de sodiu în proporția 1 mol Na_2CO_3 la 1 mol sare disodică, așa cum era de așteptat.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

Sarea disodică a acidului peri naftilen diamino *N—N, N′—N′* tetraacetic (NDTA) formează chelați cu ionii metalici.

În lucrarea de față s-a efectuat titrarea directă a Cu^2 cu NDTA în prezență de murexid ca indicator.

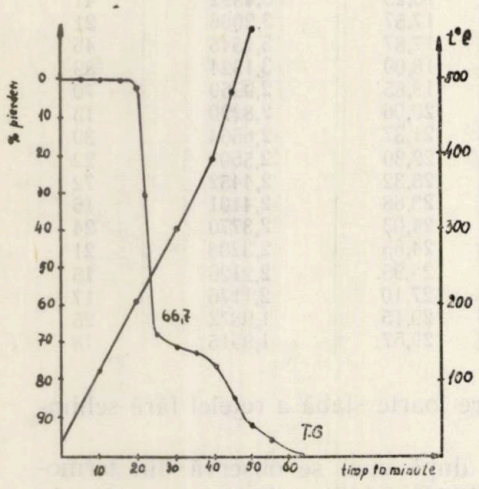


Fig. 3. Termograma NDTA.

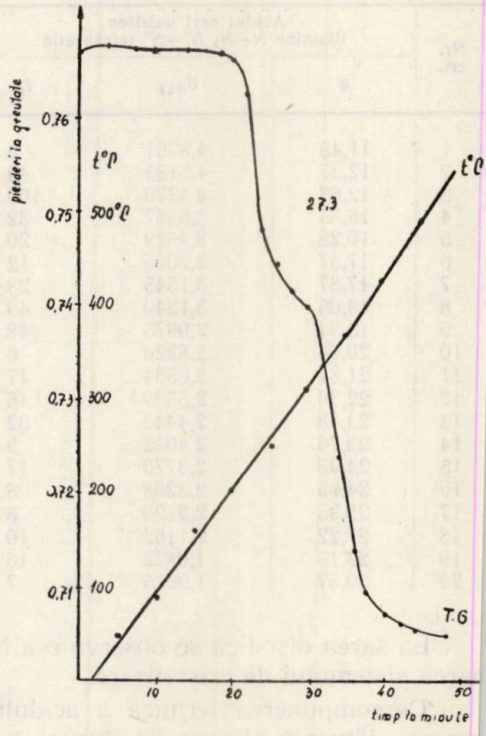


Fig. 4. Termograma sării disodice a NDTA

Pînă în prezent cuprul a fost dozat chelatometric pe mai multe căi cu diferiți complexoni, utilizarea mai largă avînd-o însă EDTA, dar sînt descrise lucrări care folosesc diferiți indicatori de specificitate mai mare. Pentru acest scop au fost încercați: murexidul [12], violetul de pirocatehină [13], 3,3′-dimetil naftidina [14], 1-(2-piridil-azo)-2naftolul (PAN) [15] cromazurolul S [16] etc.

La soluția acidă conținînd ioni de Cu^{+2}, se adaugă amoniac diluat (2%) pînă la formarea aminei complexe de cupru, soluția trebuind să aibă un pH între 7 și 8. Dacă pH-ul este mai mare, se corectează cu clorură de amoniu 1 m.

Titrarea Cu^{2+} se efectuează cu soluția sării disodice a NDTA în prezență de murexid ca indicator pînă la virajul de la galben la violet. Virajul este foarte net, rezultatele fiind precise, erorile încadrîndu-se în limitel

admisibile. În tabelul 2 sînt prezentate rezultatele obținute, lucrîndu-se cu o soluție de NDTA 0,005 m cu F = 0,8621, iar soluția standard de Cu^{2+} conținînd 0,6325 mg Cu la 1 ml soluție.

Tabelul 2

0,6325—18,975 mg Cu/100 ml

Nr. crt.	ml Cu	ml NDTA	mgCu găsit	mgCu calculat	Eroare %	pH
1	1	1,16	0,6325	0,6325	0	7—8
2	1	1,15	0,6276	0,6325	−0,63	7—8
3	2	2,31	1,2604	1,2650	−0,36	7—8
4	2	2,31	1,2604	1,2650	−0,36	7—8
5	6	6,98	3,806	3,7950	+0,28	7—8
6	6	6,98	3,806	3,7950	+0,28	7—8
7	8	9,30	5,0706	5,0600	+0,25	7—8
8	8	9,31	5,076	5,0600	+0,38	7—8
9	10	11,60	6,3250	6,3250	0	7—8
10	10	11,615	6,3340	6,3250	+0,14	7—8
11	15	17,42	9,499	9,4875	+0,12	7—8
12	15	17,42	9,499	9,4875	+0,12	7—8
13	20	23,13	12,614	12,650	−0,28	7—8
14	20	23,17	12,638	12,650	−0,09	7—8
15	30	34,51	18,820	18,975	−0,78	7—8
16	30	34,71	18,936	18,975	−0,20	7—8

Metalele alcalinoteroase, nichelul, cobaltul, zincul, deranjează titrarea. De asemenea fierul, aluminiul, bismutul, care precipită la pH-ul de lucru, trebuie separate în prealabil.

CONCLUZII

În lucrare se prezintă sinteza acidului peri naftilen diamino *N—N, N'—N'* tetraacetic și a sării sale disodice, prin nitrarea naftalinei, reducere și condensare cu aldehidă formică și cianură de sodiu.

Caracterizarea substanței s-a efectuat prin p.t., analiză elementară, spectru IR, spectru de raze X și comportare termogravimetrică.

Totodată au fost efectuate cercetări privind posibilitatea de chelatizare a acestui nou ligand cu o serie de ioni bi și trivalenți.

În lucrare se descrie titrarea Cu^{2+} cu sarea disodică a acestui acid, în prezență de murexid.

BIBLIOGRAFIE

1. H. E. Fiertz David, R. Sponagel, Helv. Chim. Acta 26,98 (1943).
2. H. H. Hodgson, J. S. Whitehurst, J. Chem. Soc. 202, 1945 (1946).
3. N. N. Vorojtov, *Bazele sintezei produșilor intermediari și a coloranților* (trad. din limba rusă) Editura tehnică, București, 1954, p. 263.
4. J. G. Hawkins, E. R. Ward, D. H. Whiffen Spectrochim. Acta 10, 105 (1957).
5. G. G. Cannon, G.B.B.M. Sutherland Spectrochim Acta 4, 373 (1951).
6. J. Colthup, J. Opt. Soc. Amer. 40, 397 (1950).

7. M. P. Groenewege, Procedings VI Colloqium Spectroscopieum Internationale — Amsterdam p. 579 Pergamon Press New-York (1956).
8. C.N.R. Rao Chemical Applications of infrared Spectroscopy Academic Press New-York 1963, p. 255.
9. N. B. Colthup, L. H. Daly, S. E. Wiberley, Introductions infrared and Ramau Spectroscopy Academic Press New-York, 1964, p. 263.
10. M. Avram, G. D. Mateescu, *Spectroscopie în infraroșu, aplicații în chimia organică*. Editura tehnică București 1966.
11. C.N.R. Rao Chemical Applications of infrared Spectroscopy Academic Press New-York 1963, p. 259.
12. H. Flaschka, Mikrochemie, 39, 38 (1952).
13. V. Suk, M. Malat, A. Jenickova, Chem. listy 48, 1511, (1954).
14. H. Flaschka, W. Franschitz, Z. anal. chem. 144, 421 (1955).
15. K. L. Cheng., R. H. Bray, Anal. Chem. 27, 782 (1955).
16. M. Theis, Z. anal. chem. 144, 275 (1955).

ПЕРИ НАФТИЛЕН ДИАМИН *N—N, N'—N'*, ТЕТРАУКСУСНАЯ КИСЛОТА КАК РЕАКТИВ В КЕЛАТОМЕТРИЧЕСКОМ АНАЛИЗЕ. ТИТРИРОВАНИЕ МЕДИ В ПРИСУТСТВИИ МУРЕКСИДА

(РЕЗЮМЕ)

В работе дается синтез пери нафтилен диамин *N—N, N'—N'* тетрауксусной кислоты и ее динатриевой соли, путем нитрирования нафталина, восстановления и конденсирования с муравьиным альдегидом и цианистым натрием.

Вещество было охарактеризовано точкой плавления, элементарным анализом и. к. спектром X лучей и термогравиметрическим поведением.

Одновременно проведено исследование возможности келатизирования этого нового лиганда рядом двух- и трехвалентных ионов.

В работе описывается титрование Cu^{2+} динатриевой солью этой кислоты, в присутствии мурексида.

PERI-NAPHTYLEN-DIAMIN-*N-N, N'-N'*-TETRAESSIGSÄURE ALS REAGENS IN DER CHELATOMETRISCHEN ANALYSE. TITRIERUNG VON KUPFER IN GEGENWART VON MUREXID

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird die Synthese der Peri-Naphtylen-diamin-*N-N, N'-N'*-tetraessigsäure durch Nitrierung von Naphtalin, Reduzierung und Kondensierung mit Natriumcyanid und Formaldehyd beschrieben.

Die Substanz wurde mittels Elementaranalyse, I.R.-Spektren, X-Strahlen-Spektren, thermogravimetrischem Verhalten und Schmp. charakterisiert.

Gleichzeitig wurden Untersuchungen über die Möglichkeit der Bildung von Chelatkomplexen dieses Neuliganden mit einer Reihe von zwei- und dreiwertigen Ionen unternommen.

Es wird die Titration von Cu^{2+} mit dem Dinatriumsalz der peri-Naphtylen-diamin-*N-N, N'-N'*-tetraessigsäure in Gegenwart von Murexid als Indikator durchgeführt.

STUDIUL CONDUCTOMETRIC AL HIPOFOSFAȚILOR DE ARGINT ȘI DE BARIU

DE

C. DRĂGULESCU, M. GROȘANU și D. LAZĂR-JUCU

In literatură se găsesc puține date referitoare la hipofosfații de argint și de bariu. Aceste date se referă la prepararea și descompunerea termică a lor [1] precum și la folosirea lor ca stabilizatori [2]. Primul fiind mai greu solubil are utilizări analitice (dozarea argentometrică a ionului hipofosforic) [3].

In lucrarea de față se urmărește, conductometric, formarea hipofosfaților de argint și de bariu, ambii greu solubili. Soluțiile cu care s-a lucrat au fost preparate prin cîntărirea directă a nitraților de argint (p.a Reanal) și de bariu (p.a Merk). Soluțiile apoase inițiale, de concentrație m/40 au fost verificate prin metodele uzuale. Hipofosfatul de sodiu a fost obținut printr-o metodă elaborată în laboratorul nostru, [4]. Soluția apoasă m/40 a acestuia a fost de asemenea dozată [3].

Titrările directe ale ionilor de argint și de bariu cu ionul hipofosforic s-au efectuat în soluții cuprinse între m/40 și m/2 000, iar titrările inverse ale ionului hipofosforic cu ionii de argint și de bariu s-au efectuat în soluții de concentrații cuprinse între m/40 și m/3 000.

In titrările azotatului de argint respectiv ale azotatului de bariu, graficele indică o fractură a curbei de titrare pentru raportul 4 Ag : 1 P_2O_6 și 2 Ba : 1 P_2O_6; această fractură se obține pentru toate concentrațiile la care s-a lucrat (fig. 1, 2, 3, 4, 5, 7).

La titrările soluțiilor mai concentrate de azotat de argint și de bariu cu hipofosfat (fig. 1 și 7) pentru prima parte a curbei de titrare, se obține o inflexiune slabă și nereproductibilă în toate titrările, datorită adsorbției.

Titrările inverse ale ionului hipofosforic cu reactivii azotat de argint și de bariu, duc de asemenea la o singură fractură a curbei de titrare, ce corespunde formării $Ag_4P_2O_6$ respectiv $Ba_2P_2O_6$ și care au toate aspectul curbelor din figura 6 și 8.

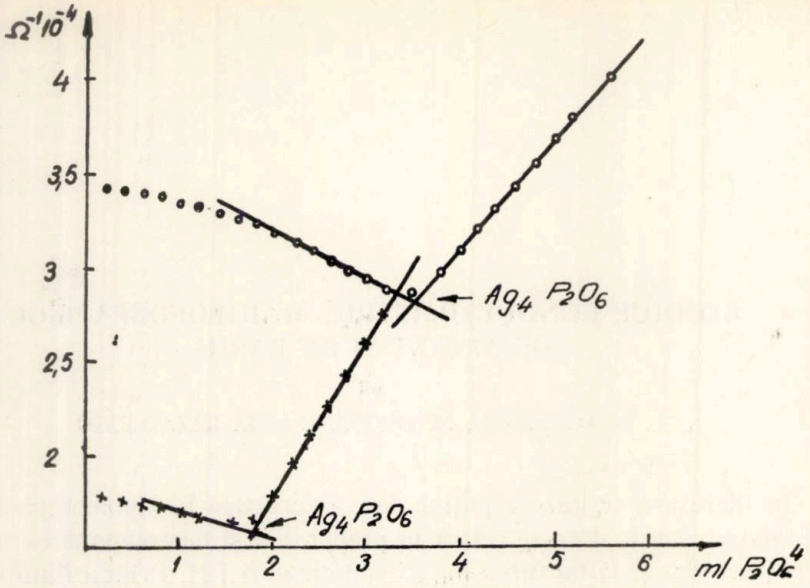


Fig. 1. 0,2 ml $AgNO_3$ m/70 se titrează cu $Na_4P_2O_6$ m/40

găsit : 3,49 ml
calc. : 3,41 ml pentru $4Ag^+ : 1P_2O_6^{4-}$

-x- 1 ml $AgNO_3$ m/120 se titrează cu $N_4P_2O_6$ m/40.

găsit : 1,76 ml
calc. : 1,75 ml pentru $4Ag^+ : 1P_2O_6^{4-}$

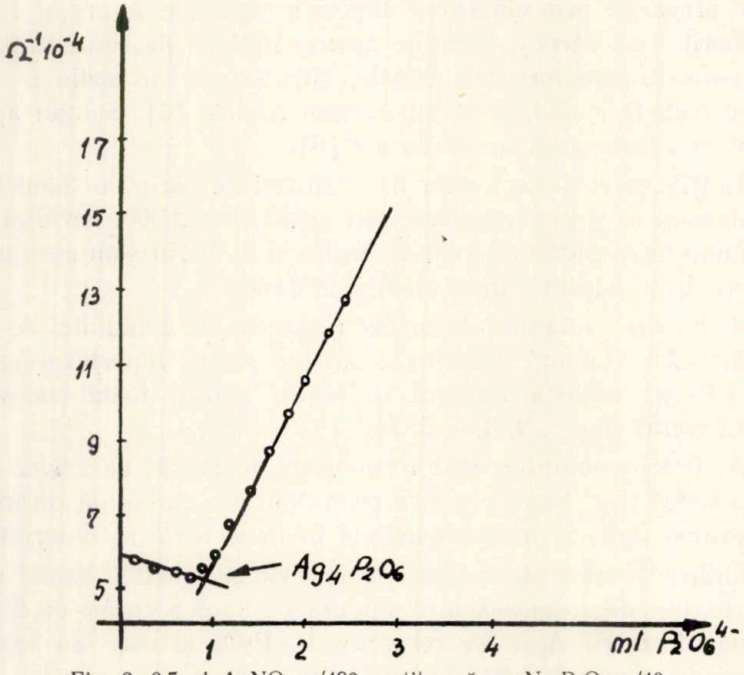


Fig. 2. 0,5 ml $AgNO_3$ m/480 se titrează cu $Na_4P_2O_6$ m/40

găsit : 0,88 ml
calc. : 0,84 ml pentru $4Ag^+ : 1P_2O_6^{4-}$

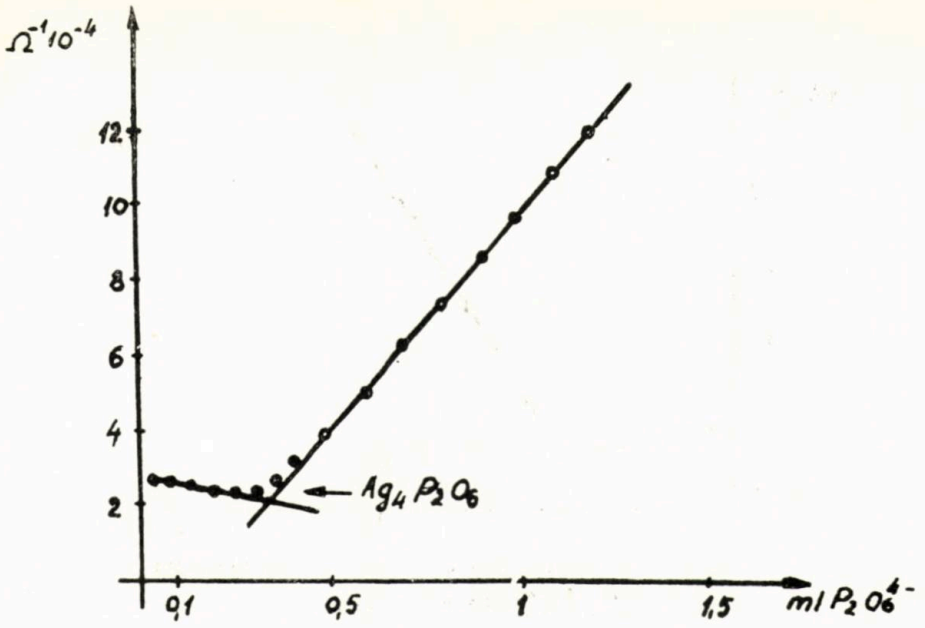


Fig. 3. 0,2 ml $AgNO_3$ m/1250 se titrează cu $Na_4P_2O_6$ m/40
găsit : 0,375 ml
calc. : 0,370 ml pentru $4Ag^+ : 1P_2O_6^{4-}$

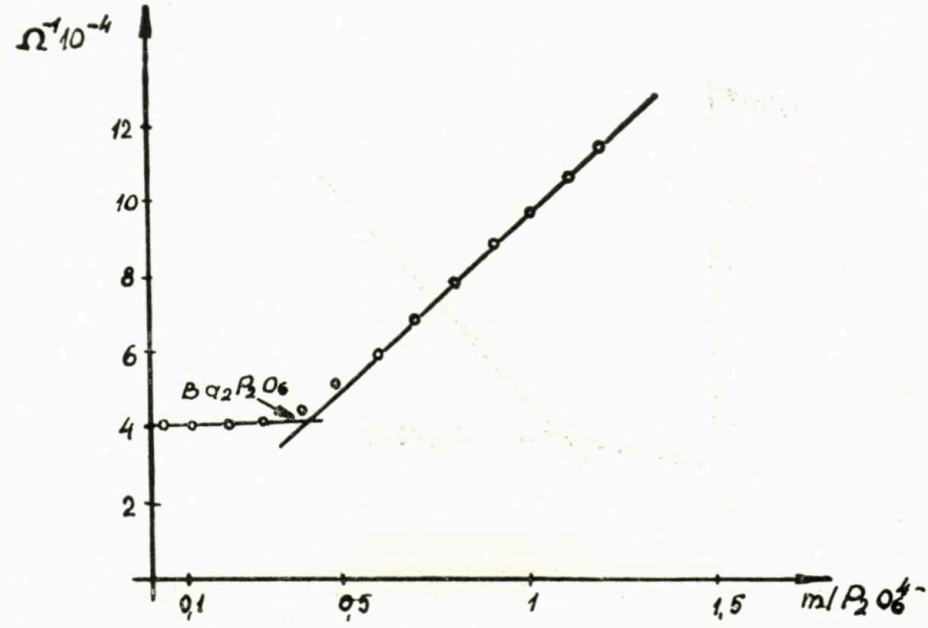


Fig. 4. 0,2 ml $Ba(NO_3)_2$ m/1500 se titrează cu $Na_4P_2O_6$ m/40
găsit : 0,375 ml
calc. : 0,370 ml pentru $2Ba^{2+} : 1P_2O_6^{4-}$

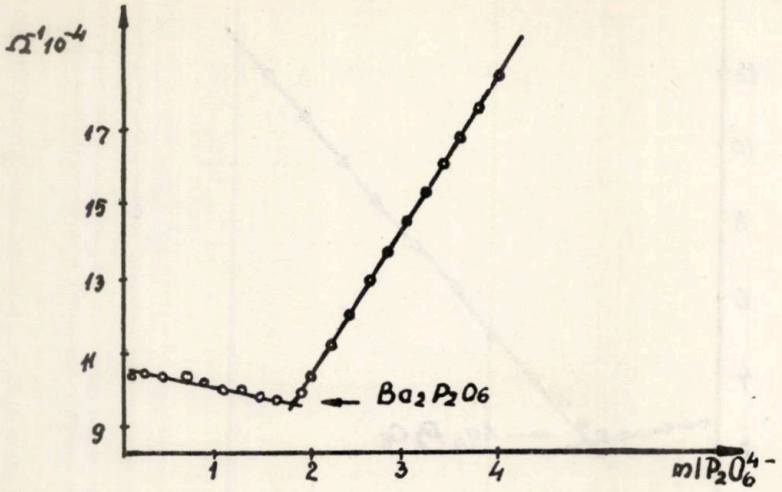


Fig. 5. 1 ml $Ba(NO_3)_2$ m/500 se titrează cu $Na_4P_2O_6$ m/40
găsit : 1,75 ml
calc. : 1,76 ml pentru $2Ba^{2+} : 1P_2O_6^{4-}$

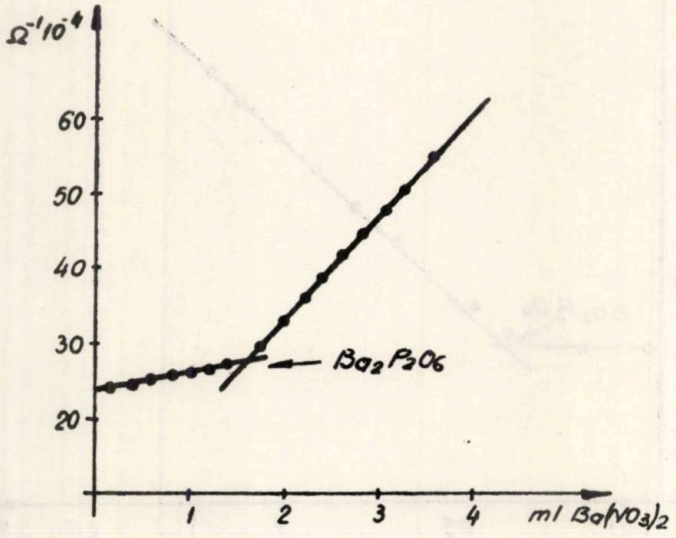


Fig. 6. 3 ml $Na_4P_2O_6$ m/186 se titrează cu $Ba(NO_3)_2$ m/20
găsit : 1,68 ml
calc. : 1,70 ml pentru $1P_2O_6^{4-} : 2Ba^{2+}$

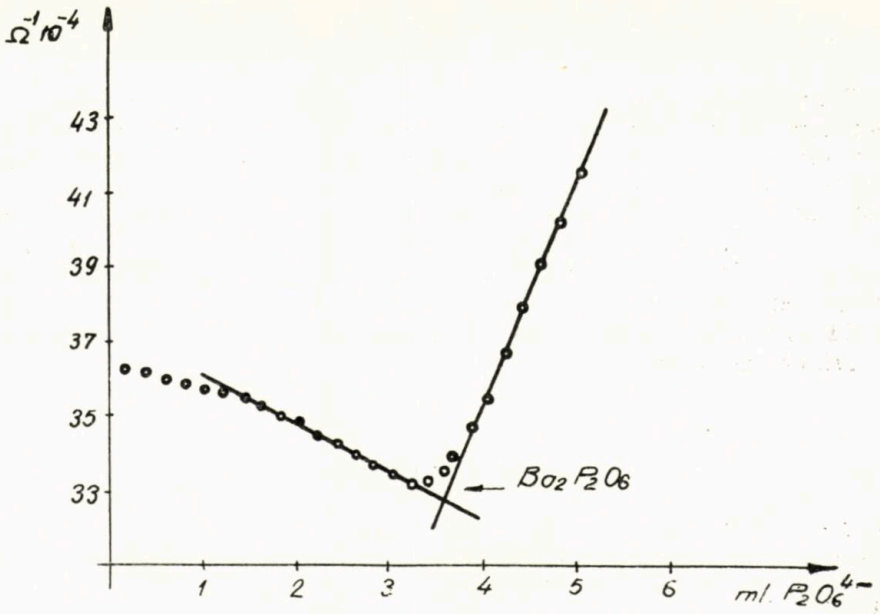


Fig. 7. 2 ml $Ba(NO_3)_2$ m/140 se titrează cu $Na_4P_2O_6$ m/40

găsit : 3,53 ml
calc. : 3,59 ml
pentru $2Ba^{2+} : 1P_2O_6^{4-}$

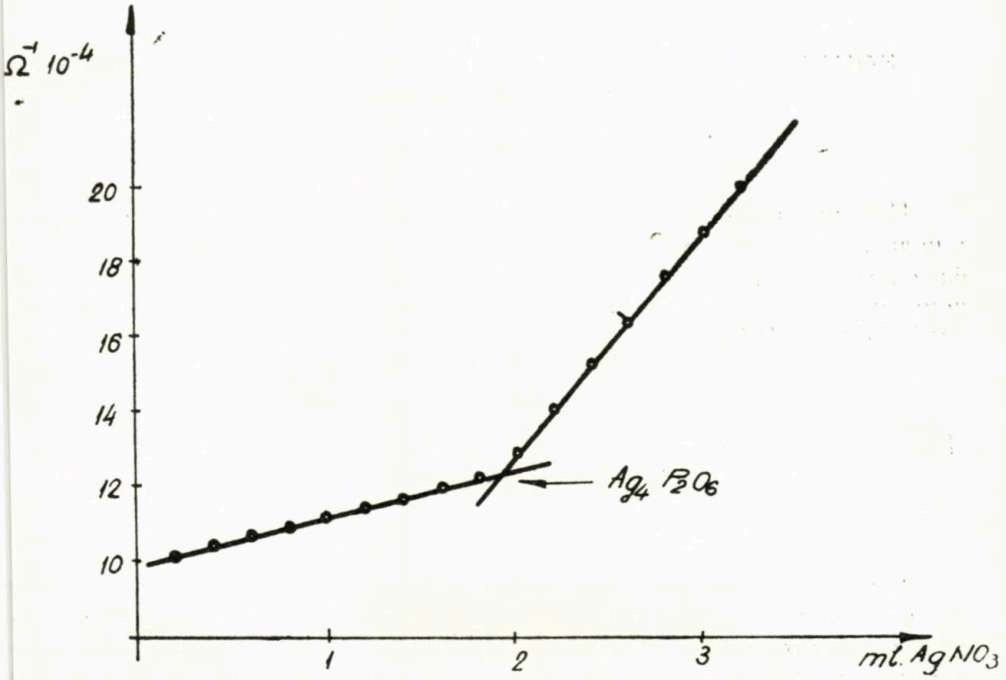


Fig. 8. 10 ml $Na_4P_2O_6$ m/200 se titrează cu $AgNO_3$ n/10

găsit : 1,88 ml
calc. : 1,875 ml
pentru $1P_2O_6^{4-} : 4Ag^{+}$

Titrările efectuate duc întotdeauna la o singură fractură concludentă şi reproductibilă în limite largi de concentraţie, atît în cazul azotatului de argint cît şi al azotatului de bariu, punînd în evidenţă formarea unui singur compus : $Ag_4P_2O_6$ respectiv $Ba_2P_2O_6$. Prin faptul că titrările inverse ale hipofosfatului cu azotat de argint şi cu azotat de bariu, pînă la formarea hipofosfatului neutru de argint şi de bariu, nu mai prezintă nici un alt maxim sau minim, cît şi prin faptul că eroarea de titrare se încadrează în limitele permise unei determinări, propunem titrarea conductometrică ca metodă comodă de determinare a concentraţiei soluţiilor de hipofosfaţi, cu reactivii de care ne-am ocupat.

BIBLIOGRAFIE

1. H. Falius, Naturwissenschaften *50* (16), 546, (1963).
2. Badische Anilin & Soda Fabrik A-G. Ger. 1, 111, 376 (Cl 29 b) Appl. Feb. 3, 1960. Ch. Abs. P 2575 h, (1962).
3. Wolf şi Yung Z., Anorg. Allg. Chem. *201*, 347, (1931).
4. C. Drăgulescu, T. Simonescu, M. Enache. Studii şi cercetări şt. Chim. X, 23 (1963).

КОНДУКТОМЕТРИЧЕСКОЕ ИЗУЧЕНИЕ ГИПОФОСФАТА СЕРЕБРА И БАРИЯ

(РЕЗЮМЕ)

На основании кондуктометрических титрований, проведенных с целью изучения образования в растворе труднорастворимых гипофосфатов серебра и бария установлено, что независимого от соотношения концентрации реактантов, всегда осаждаются нейтральные соединения, $Ag_4P_2O_6$ и $Ba_2P_2O_6$.

KONDUKTOMETRISCHE UNTERSUCHUNGEN VON SILBER- UND BARIUMHYPOPHOSPHAT

(ZUSAMMENFASSUNG)

Aus den konduktometrischen Titrierungen, die zwecks Untersuchung der Bildung von schwer löslichem Silber- und Bariumhypophosphat durchgeführt wurden, ergibt sich die Tatsache, dass unabhängig von dem Konzentrationsverhältnis der Reagenzien, stets die neutralen Verbindungen $Ag_4P_2O_6$ und $Ba_2P_2O_6$ gefällt werden.

OBSERVAȚII ASUPRA UNOR DATE CINETICE LA SINTEZA BIFENILULUI PRIN PIROLIZA BENZENULUI

DE

R. CIPAU și M. MORARU

I. INTRODUCERE

In interpretarea procesului de piroliză a benzenului în sistem continuu (dinamic), diferiți autori prezintă puncte de vedere adeseori contradictorii. Cele mai interesante lucrări mergînd pînă la determinarea vitezei de reacție au fost publicate de Kassel [1]—[2], pentru piroliza benzenului în tub gol și de Rudenko [3]—[6], pentru reacția catalitică.

In funcție de condițiile de lucru și de utilizarea diferitelor metode de calcul, autorii citați obțin valori diferite.

In prezenta lucrare se încearcă o prelucrare cinetică a datelor proprii obținute la sinteza pirolitică a bifenilului în sistem dinamic. Aparatura și modul de lucru au fost comunicate în alte lucrări.

II. REZULTATE

S-a lucrat la presiunea atmosferică cu două instalații. Inițial s-a utilizat o baie de plumb topit și s-au efectuat determinări la debite între 100—500 g/h benzen și temperaturi între 740°—840°. Pentru lărgirea domeniului de investigație, s-a construit o nouă instalație, utilizînd o baie de plumb topit, plumb cu 3% cupru, argint șpan și pentru comparare s-au efectuat determinări și în reactorul gol. S-au făcut determinări la temperaturi între 750°—920° și debite între 114—619 g/h benzen. Analizele produsului brut s-au efectuat spectrofotometric în ultraviolet la un spectrofotometru „Karl Zeiss“ — Jena, tip V.S.U.-1 la lungimea de undă de 246 mμ pentru o extincție molară calculată de 17 200.

III. CINETICA DE REACȚIE

Pe baza datelor experimentale, prelucrate prin calcul cinetic, s-a încercat interpretarea rezultatelor prin trei metode indicate în literatură.

a) Relația lui Frost [7]—[12]

Prin integrarea relației lui Balandin, Frost obține o ecuație simplificată pentru reacțiile heterogene în sistem dinamic :

$$V_0 \ln \frac{1}{1-y} = \beta V_0 y + \alpha \qquad (1)$$

unde :

V_0 este viteza volumetrică de alimentare cu substanța de cercetat, moli/h ;

y — gradul de conversie al substanței de cercetat, % greutate ;

α și β reprezintă constante în funcție de compoziția amestecului studiat, condițiile cercetării și natura catalizatorului. α este o mărime direct proporțională cu constanta reală de viteză a reacției (k). β este numită uneori și „constanta de frînare". Relațiile de mai sus au fost deduse ținînd cont de următoarele considerente :

1) se consideră reacția în strat monomolecular ideal ;
2) stadiul limitativ al reacției este procesul de difuziune la suprafață ;
3) se presupune că se adsorb toți componenții de reacție, fiecare ocupînd o suprafață determinată ;
4) se neglijează reacția inversă.

Se observă că ipotezele amintite pot fi luate în considerație mai ales în cazul seriilor de experiențe ce folosesc șpanul de argint metalic, drept catalizator. Utilizînd ca mediu de reacție băile metalice, dintre considerațiile de mai sus, nu putem păstra decît ipoteza neglijării reacțiilor inverse și cea a limitării vitezei de reacție datorită procesului de difuziune. Cu toate acestea prelucrarea datelor experimentale cu ajutorul relației lui Frost, duce la interpretări satisfăcătoare. Obținerea unor rezultate similare, folosind alte relații cinetice de calcul, vin să confirme observația de mai sus. De aici conchidem valabilitatea aplicării relației indicate, în domenii mai largi decît cele date în literatură, pînă în prezent.

Rezultatele experimentale interpretate pe baza relației (1) au dus la valorile prezentate în fig. 1.

Constanta aparentă de viteză α, a fost determinată prin metodă grafică, reprezentînd $V_0 \ln \frac{1}{1-y}$ ca funcție de $V_0 y$; De exemplu : fig. 1 pentru o baie cu plumb topit.

Din grafice rezultă că la temperatura de 750° (și mai mici), relația este inaplicabilă, întrucît valorile punctelor se situează pe o dreaptă cu o înclinație de 45°, ceea ce înseamnă că α este egal cu zero, iar $\beta \approx 1$.

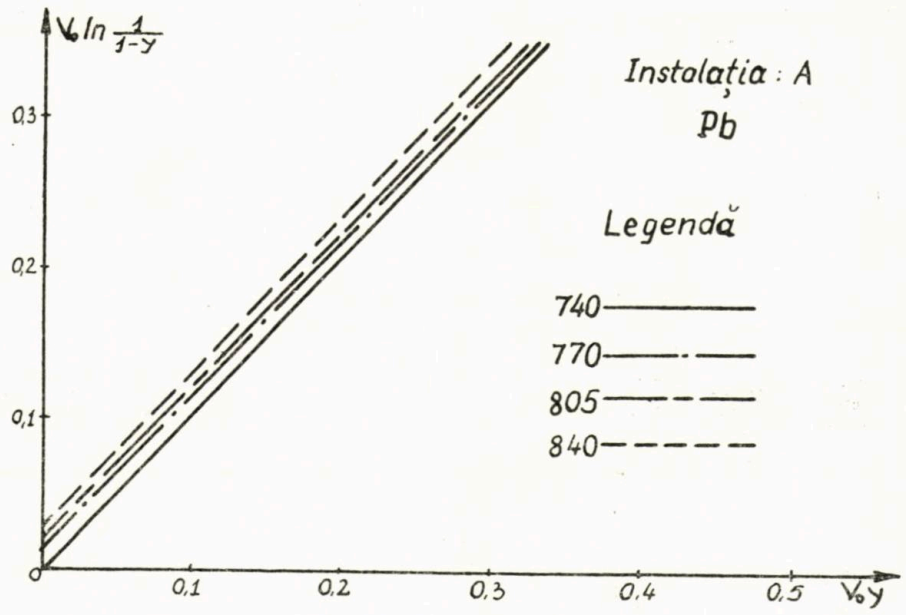


Fig. 1. Baie de plumb topit :
— Determinarea constantei aparente de viteză (cu relația lui Frost).

Acest lucru, sesizat și de Rudenko, în cazul pirolizei benzenului pe contact de șamotă la 730° [4], este datorit conversiei scăzute, cînd apar erori mari datorită faptului că α este în acest caz mai puțin influențat de constanta reală de viteză a reacției decît de ceilalți factori (compoziția amestecului, natura catalizatorului, condițiile cercetării).

Constantele aparente de viteză cresc cu temperatura.

Urmărind variația valorilor constantelor cu debitul la aceeași temperatură se remarcă o maximă variație a vitezei aparente de reacție pentru baia de plumb cu 3% cupru, în intervalul studiat. Compararea cu baia de plumb curat, ne sugerează un argument în plus pentru efectul pozitiv al adaosului de 3% cupru.

Obținerea unor rezultate apropiate, în comparația efectului șpanului de argint față de reactorul gol, ar indica mai mult un efect de suprafață decît catalitic.

b) **Relația lui Bork** [7]—[9], [13]—[15]

Păstrînd numai primul termen din ecuația lui Balandin după dezvoltarea ei în serie și introducînd o serie de ipoteze simplificatoare, Bork obține o ecuație integrată de forma :

$$K = \frac{m \cdot N}{M - \frac{m}{2}} \qquad (2)$$

unde :

K este constanta aparentă de viteză a reacției ;
m — cantitatea de produs de reacție în moli ;
M — numărul de moli de substanță de cercetat ;
N — numărul total de moli în amestec $(m+M)$.

Constantele aparente, calculate după această relație sînt date în tabelul 1.

Tabelul 1

Determinarea constantelor aparente de viteză

Nr. crt.	Seria determinării	Temperatura	Constanta apar. medie de viteză K (calc. după Bork) mol/h	Constanta apar. de viteză α (calc. după Frost)	Fact. de proporționalitate f	Fact. mediu de proporționalitate f_M	Constanta de viteză (calc. după Kassel)
1		750	0,0542	0,0025	21,65		—
2		780	0,0592	0,005	11,84		0,215
3		810	0,1046	0,0075	13,95		0,346
4	Pb+3%Cu	840	0,1738	0,0010	17,38	14,127 *	0,600
5		860	0,2307	0,0013	17,71		0,743
6		880	0,3333	0,20	16,65		—
7		900	0,3466	0,025	13,88		—
8		910	0,3938	0,050	17,866		—
9		920	0,4038	0,065	6,22		—
10		750	0,1657	0,010	16,57		0,339
11		780	0,2101	0,0125	16,82		—
12	Ag span	810	0,2764	0,016	16,25		0,536
13		840	0,31707	0,019	16,68	16,58	—
14		860	0,4362	0,026	16,18		—
15		880	0,4333	0,026	16,68		—
16		900	0,5181	0,031	16,70		—
17		910	0,4786	0,029	16,81		—
18		920	0,5291	0,032	16,53		—

*) sau 15,235 exceptînd valorile lui f_m pentru 750° și 920°.

Din calculele efectuate s-a observat o oarecare variație în funcție de debit a așa ziselor „constante", la aceeași temperatură. Această variație a fost observată și de Rudenko [4], la piroliza benzenului pe șamotă la 730°, care obținea variații de 400% la viteze de alimentare între 0,26 și 1,95 h^{-1}.

Determinările efectuate au dus la valori mai grupate pentru K, decît cele obținute de Rudenko, în special pentru baia de plumb topit, și pe span de argint. Variațiile mari ale valorilor lui K la viteze mici de alimentare se pot explica prin faptul că relația lui Bork a fost dedusă și aplicată în ipoteza randamentelor mici de transformare. Denaturarea cineticii aparente a reacției de formare a bifenilului, la debite mici, se datorește dependenței ce există

între gradul de transformare al benzenului în bifenil și timpul de contact și schimbării raportului între reacția de descompunere a benzenului la carbon și cea de obținere a bifenilului. Ultimul motiv duce evident la variația randamentului de conversie în bifenil, deoarece se schimbă raportul între constantele celor două reacții amintite.

După Rudenko [4], cauza schimbării cineticii reacției o constituie, acumularea unei cantități de hidrogen în reactor pe contul reacțiilor de dehidrocondensare mai avansată [15], ceea ce deplasează echilibrul reacției. Deși nu se poate nega că hidrogenul influențează echilibrul reacției și deci randamentul, în cazul determinărilor efectuate s-a mers pînă la temperaturi mult mai mari (920°) celei amintite de Rudenko, fără a se observa o scădere a conversiei, ci din contră, în unele cazuri, o creștere a ei. Aceasta ne face să credem că deși concentrația hidrogenului are influență, ea nu este cea mai hotărîtoare, determinante fiind creșterea randamentului în bifenil cu temperatura și modificarea raportului între constantele de viteză ale reacțiilor de formare a bifenilului și cea a dehidrocondensării la polifenili. De altfel la debite volumetrice mari, valorile constantelor se apropie, ceea ce este probabil rezultatul atingerii unei constante, în condițiile operative de lucru. Accentuarea deosebită a creșterii valorilor lui K, la baia de plumb cu 3% cupru, la debite mari, ar sugera o schimbare a mecanismului de reacție.

Determinările de referință efectuate în reactorul gol nu arată o creștere sensibilă a lui K cu debitul de alimentare.

In cazul folosirii băilor metalice este probabilă o influență accentuată a difuziunii benzenului în masa de metal sau aliaj topit, difuziune influențată de o serie de parametri greu controlabili ca diametrul bulelor de vapori în masa lichidă, distribuția bulelor, lungimea drumurilor preferențiale, etc., pe lîngă însăși rezistența hidraulică a coloanei existente de metal topit. Viteza de reacție este limitată de viteza transferului de masă în interiorul metalului topit, iar difuziunea interioară avînd ordinul 1 [10], este evident că această dehidrocondensare a benzenului în condiții dinamice, se va supune ecuațiilor cinetice de ordinul 1, ca de exemplu, ecuațiile (1) și (2). De fapt Hougen și Waston [1], încă din 1943, au remarcat că diferite reacții catalitice heterogene de diferite ordine de reacție reale, studiate în sistem dinamic, verifică în limita erorilor experimentale, ecuații cinetice caracteristice ordinului 1.

In acest sens, o înălțime mai mică a stratului de plumb topit în reactor modifică rezistența hidraulică și duce la modificarea difuziunii, obținîndu-se valori grupate pentru K.

Din tabelul 1 rezultă o oarecare corelație între valorile medii ale constantelor aparente de viteză K, calculate după relația lui Bork și valorile constantelor α, calculate după relația lui Frost. Se observă că în general: $K = f \cdot \alpha$ pentru o temperatură dată; f — reprezentînd un coeficient de proporționalitate, a cărui valoare se păstrează aproape constantă. In cazul

unei băi de plumb topit cu înălțimea de 12 cm se obține $f_M = 12{,}75$. In alte cazuri, ignorînd valorile nereale ale lui K și α, obținute la temperaturile de 750° și 920° (din motivele discutate anterior) se obține pentru :

— baia de plumb * $f_M = 11{,}21$;
— baia de plumb cu 3% cupru * : $f_M = 15{,}235$;
— reactorul gol : $f_M = 13{,}156$.

Se observă că acești factori de proporționalitate, au valori sensibil apropiate. Se remarcă în mod deosebit constanța valorilor obținute în cazul folosirii argintului șpan, unde benzenul, spre deosebire de utilizarea băilor metalice, a dispus de o suprafață relativ constantă.

Existența unei corelații între constantele aparente de viteză (α după Frost și K după Bork), confirmă posibilitatea extinderii domeniului de aplicabilitate a relațiilor amintite.

c) **Metoda lui Kassel** [1], [2]

In cazul pirolizei benzenului au loc simultan mai multe reacții : de formare a bifenilului, a polifenililor superiori, etc. Analiza datelor în acest caz a fost făcută determinînd vitezele diferențiale de reacție „r" prin diferențiere grafică a curbelor care reprezintă conversia în funcție de inversul vitezei spațiale. Calculul este făcut după metoda descrisă [1, p. 846].

Se emit următoarele ipoteze simplificatoare :

1. In reacția de piroliză nu are loc descompunerea la cărbune, ci numai reacțiile de formare a bifenilului și polifenililor. Ipoteza este justificată de cantitățile mici de cărbune format, observate în cursul determinărilor.

2. Polifenilii superiori bifenilului sînt numai terfenili. De altfel și această presupunere este îndreptățită de datele din literatură, care arată prezența cuaterfenililor doar în urme.

Bifenilul se formează după reacția :

$$2C_6H_6 \rightleftharpoons C_{12}H_{10} + H_2 \qquad (a)$$

Terfenilii se produc în urma unei reacții secundare :

$$C_6H_6 + C_{12}H_{10} \rightleftharpoons C_{18}H_{14} + H_2 \qquad (b)$$

Pe baza relației [2, p. 449] :

$$S_V = \frac{B}{V_r} \qquad (3)$$

în care :

S_V este viteza spațială, 1/h ;
B — debitul gravimetric de alimentare ;
V_r — volumul reactorului, l ;

*) Înălțimea stratului de metal topit în reactor a fost de 22 cm.

și notînd că V_r^* utilizat a fost $V_{r_A}=0{,}318$
și $V_{r_B}=0{,}771$;

F' — viteza de alimentare cu benzen lichid la 20° în l/h, obținem relația : $S_{V_A}=792\,F'$,
și relația : $S_{V_B}=327\,F'$.

Notînd numerele de moli, raportate la un mol de benzen introdus, — condiție respectată în determinările experimentale ale benzenului, bifenilului, terfenilului și hidrogenului, respectiv cu n_B, n_D, n_T, n_H și cu n_t — numărul total de moli ($n_t=1$), se reprezintă grafic variația lor în funcție de inversul vitezei spațiale.

Pentru exemplificare redăm în fig. 2, graficul obținut din valorile la 810°, utilizînd șpan în reactor.

Notînd cu K_1 și K_2, constantele de echilibru ale celor două reacții (a) și (b) și cu k_1 și k_2, constantele de viteză ale acelorași transformări de la stînga la dreapta, și presupunînd că cele două reacții sînt de ordinul al doilea, viteza lor va fi :

$$r_1=\frac{k_1P^2}{n_t^2(RT)^2}\left(n_B^2-\frac{n_D\cdot n_H}{K_1}\right) \qquad (4)$$

$$r_2=\frac{k_2P^2}{n_t^2(RT)^2}\left(n_B\cdot n_D-\frac{n_t\cdot n_H}{K_2}\right) \qquad (5)$$

[1, p. 849]

ținînd cont de ecuația :

$$r=\frac{dn_A}{d\left(\frac{1}{S_V}\right)} \qquad (6)$$

pentru variația valorilor de conversie cu viteza spațială, prin derivarea grafică a curbelor n_D și n_T se obțin valorile lui r_1 și r_2.

Valorile constantelor de echilibru K_1 și K_2 sînt determinate cu ajutorul valorilor limită ale curbelor de conversie corespunzătoare unor viteze spațiale foarte mici (durata de contact foarte mare).

$$K_1=\frac{\overline{n}_D\cdot\overline{n}_H}{\overline{n}_B^2} \qquad (7)$$

$$K_2=\frac{\overline{n}_T\cdot\overline{n}_H}{\overline{n}_B\cdot\overline{n}_D}. \qquad (8)$$

*) Trebuie să menționăm că la calculul vitezei spațiale valoarea V_r a fost socotită ca fiind egală cu volumul reactorului, și la determinările efectuate în baia metalică topită, deoarece am considerat că piroliza are loc în stratul de metal, dar se continuă și în spațiul rămas gol în reactor. Nu se poate ignora spațiul rămas liber mai ales la un strat de plumb topit mic. În cazul determinărilor de referință efectuate cu reactorul gol, cît și a celor în care s-a introdus argint șpan, este normal să se utilizeze pentru V_r, capacitatea întreagă a vasului de reacție.

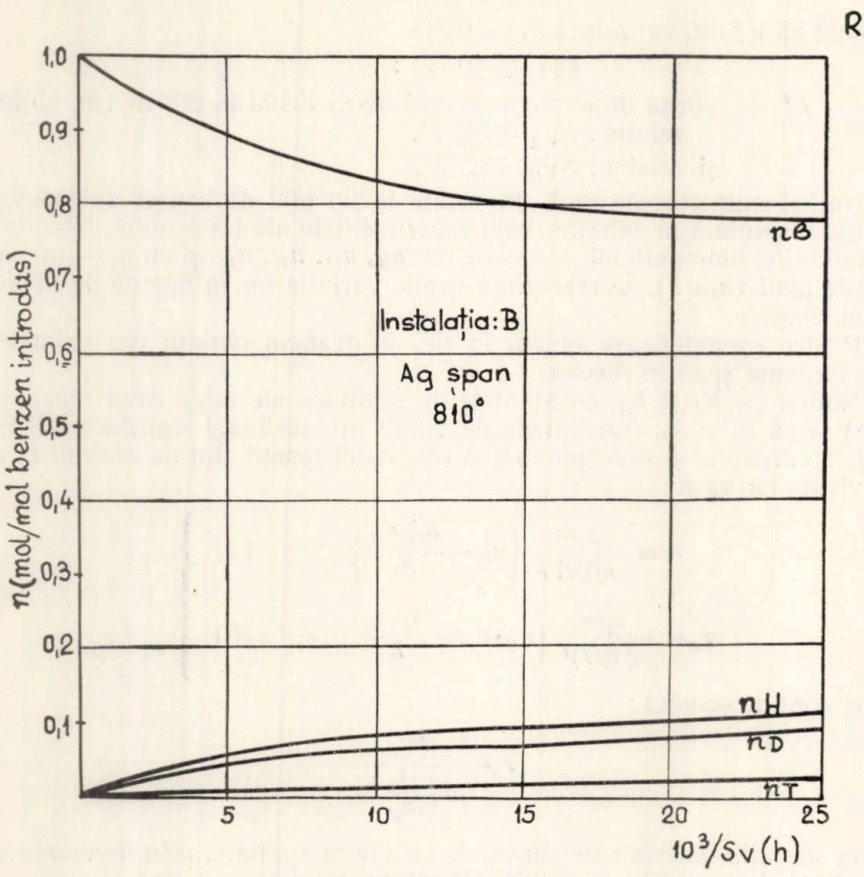


Fig. 2. Argint șpan :
— Dependența n_B, n_D, n_T, și n_H de viteză spațială la 810°.

Cu aceste valori se calculează din ecuațiile (4) și (5) din condițiile experimentale :

$$k_1 = \frac{r_1}{n_B^2 - \frac{n_D \cdot n_H}{K_1}} \tag{9}$$

$$k_2 = \frac{r_2}{n_B \cdot n_D - \frac{n_T \cdot n_H}{K_2}} \cdot \tag{10}$$

Valorile constantelor de viteză calculate pentru formarea bifenilului sînt redate în tabelul 1. Constanța acestora confirmă presupunerea că reacțiile sînt de ordinul al doilea. Calculul după această metodă la temperaturi mai

ridicate de 860 °C este mai puțin precis întrucît intervin variații în numărul de moli de produs, datorită reacțiilor de descompunere la cărbune. De asemenea ordinul de reacție ia valori nereale, ceea ce denotă schimbări în cinetica reacției, datorită apariției reacțiilor secundare de descompunere, a căror pondere pînă la 840°—860° este suficient de redusă.

d) Calculul energiei aparente de activare

Conform relației lui Arrhenius :

$$k = Ae^{-\frac{E^*}{RT}} \qquad (11)$$

unde :

k — constanta „aparentă" de viteză

E^* — energia „aparentă" de activare.

Cu ajutorul constantelor de viteză calculate anterior după relațiile lui Forst, Bork și Kassel, pentru un strat de plumb topit de 12 cm se obțin în ordine — următoarele valori ale energiilor aparente de activare :

$E^* = 20{,}58$ Kcal/mol ; (după metoda lui Frost)

$E^* = 19{,}82$ Kcal/mol ; (după metoda lui Bork)

și

$E^* = 19{,}10$ Kcal/mol ; (după metoda lui Kassel)

După cum se observă valorile sînt apropiate. În alte condiții experimentale un calcul analog ne duce la datele din tabelul de mai jos.

Tabelul 2

Reactor	Interval de temperatură °C	Energie aparentă de activare Kcal/mol calculată cu valorile obținute după relațiile lui:		
		Frost	Bork	Kassel
Pb**	780—860	20,50	22,60	22,10
Pb+3%Cu**	780—860	31,20	30,45	33,20
Tub gol	780—860	36,70	37,20	35,40
Ag span	750—810	17,10	17,15	16,80

** Înălțimea stratului de metal topit în reactor a fost de 22 cm.

IV. CONCLUZII

Utilizînd datele experimentale obținute la sinteza pirolitică a bifenilului cu baie de metale topite și cu argint span, s-au calculat constantele aparente de viteză după trei relații indicate pînă în prezent pentru cazuri izolate (de

către Frost, Bork și Kassel). Se observă existența unei proporționalități între constanta α — după Frost și K — după Bork.

Cu constantele calculate, se obțin valori comparabile ale energiei aparente de activare, valori neindicate pînă în prezent pentru sinteza bifenilului în condițiile studiate.

BIBLIOGRAFIE

1. Hougen O., Watson K., *Chemical Process Principles*, New-York, S.U.A. Wiley Sons I.N.C., 1957, v. 3, p. 846—849.
2. Erdey-Grúz T., Schay G., *Chimie Fizică teoretică*, București, România, Ed. Tehnică, 1958, v. 2, p. 451.
3. Rudenko A. P., Vestnik Mosk. Univ., Moscova, URSS, 1960, v. 5, p. 67—75.
4. Rudenko A. P., Vestnik Mosk. Univ., Moscova, URSS, 1960, v. 6, p. 66—71.
5. Rudenko A. P., Vestnik Mosk. Univ., Moscova, URSS, 1961, v. 2, p. 59—63.
6. Rudenko A. P., Vestnik Mosk. Univ., Moscova, URSS, 1961, v. 3, p. 74—80.
7. *Kataliz v neftehimiceskoi i neftepererabatîvaiușcei promîslennosti*, Moscova, URSS, Gostoptehizdat, 1963, v. 3, p. 143.
8. Frost A. V., Vestnik Mosk. Univ. Moscova, URSS, 1946, v. 3—4, p. 111.
9. Skarcenko V. K., *Aliumosilikatnîie katalizatorî*, Kiev, URSS, Izd. AN-SSSR, 1963, p. 24—26.
10. Kiperman S. L., *Vvedenie v kinetiku gheteroghennîh kataliticeskih reacții*, Moscova, URSS, Izd. Nauka, 1964, pp. 369, 372—373, 382.
11. Antipina T. V., Savuskina V. I., Frost A. V., Vestnik Mosk. Univ., Moscova, URSS, 1946, v. 3—4, p. 111.
12. Antipina T. V., Frost A. V., Vestnik Misk. Univ., Moscova, URSS, 1950, v. 3, p. 81.
13. Bork A. H., Zhur. fiz. Khim., Moscova, URSS, 1948, v. 22, p. 1385.
14. Bork A. H., Kirilova S. V., Zhur, fiz. Khim., Moscova, URSS, 1951, v. 25, p. 224.
15. Rudenko A. P., Balandin A. S., Grascenko I. I., Izvestia AN—SSSR, him. otd., 1960, v. 4, p. 605—613.

О НЕКОТОРЫХ КИНЕТИЧЕСКИХ ДАННЫХ КАСАЮЩИХСЯ СИНТЕЗА БИФЕНИЛА ПУТЕМ ПИРОЛИЗА БЕНЗОЛА

(РЕЗЮМЕ)

В работе приводятся новые кинетические данные, касающиеся реакции получения бифенила путем пиролиза бензола в ваннах расплавленных металлов или в присутствии металлического серебра, в интервале температур 750—920°.

Используя различные методы получаются сравнимые результаты для кажущихся постоянных скорости и для энергии активации.

OBSERVATIONS SUR QUELQUES DONNÉES CINETIQUES A LA SYNTHÈSE DU BIPHÉNYLE PAR LA PYROLYSE DU BENZÈNE

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage presente de nouvelles données cinetiques concernant la reaction pour l'obtention du biphényle par la pyrolise du benzène dans des bains de métaux fondus ou en presence de l'argent métallique, dans l'intervalle de témperature entre 750—920 °.

On obtient des résultats comparables pour les constantes apparentes de vitesse et d'energie d'activation, par plusieurs méthodes de calcul.

ASUPRA UTILIZĂRII UNOR INDICATORI REDOX

DE

MARIA MITRANESCU

In titrarea iodatometrică a Tl(I) după procedeul ICI, pînă în prezent au fost recomandați ca indicatori amarant [1] și metiloranj [2].

Titrarea cu cloramină T a As (III) folosește pentru indicarea echivalenței coloraţia albastră a compusului iod-amidon [3], distrugerea unor indicatori ireversibili ca roșu de metil [4], brilliant carmoisin [5], amarant și bordeaux [6] sau virajul indicatorilor reversibili *o*-dianisidină și *p*-etoxicrisoidină [6].

Pentru soluțiile clorhidrice de As (III) conținînd Br^- se pot utiliza rozanilina, amarant și naftoflavona [6] iar pentru soluțiile sulfurice conținînd Br^- rozanilina, amarant, bordeaux și indicatorii reversibili galbenul de chinolină și *p*-etoxicrisoidina [6]. În tampon acetic în prezență de Br^- s-au recomandat galbenul de chinolină și tartrazin [6].

Determinarea Sb(III) cu cloramină T poate avea loc în prezență de $NaHCO_3$, acid tartric și I^- cu indicator amidon [7], în soluție clorhidrică folosind indicatorii roșu de metil [4], brilliant carmoisin [5] amarant, bordeaux, tartrazin, *p*-etoxicrisoidină și metiloranj [8] sau în soluții clorhidrice conținînd și Br^- cu indicator rozanilină [8].

In prezenta lucrare urmărim să stabilim condițiile în care indulin ecarlatul, indicator folosit de noi în titrarea sulfatului de hidrazină cu KIO_3 [9] poate fi folosit și în titrarea idatometrică a Tl(I); studiem de asemenea folosirea indicatorilor indulin ecarlat, cromotrop 2B și galben metanil în titrarea As(III) cu cloramină T ca și a galbenului metanil în titrarea Sb(III) cu cloramină T.

SOLUȚII

Soluția de Tl_2SO_4 0,1 n s-a obținut din Tl_2SO_4 p.a. și i s-a stabilit concentrația prin titrări potențiometrice cu soluții titrate de KIO_3 [10] și $KBrO_3$ [11] și după oxidare la Tl(III), iodometric [12].

Soluția de H_3AsO_3 0,1 n s-a preparat dizolvînd cantități corespunzătoare de As_2O_3 p.a. resublimat în NaOH 1 n, diluînd și neutralizînd cu HCl.

Concentrația soluției s-a stabilit făcînd uz de proprietatea As_2O_3 de a fi titrosubstanță și s-a verificat prin titrări potențiometrice cu soluție de $KBrO_3$ de concentrație cunoscută [13].

Soluția de $SbCl_3$ 0,1 n s-a obținut prin dizolvare de Sb_2O_3 p.a. în HCl conc. și diluare corespunzătoare, astfel că soluția a devenit 0,1 n în Sb(III) și 2,5 n în HCl. Concentrația sa s-a stabilit prin titrări potențiometrice cu soluții de $KBrO_3$ [13] și de cloramină T [8] de concentrații cunoscute.

Soluția reactiv de KIO_3 0,1 n s-a preparat prin cîntărire de cantități corespunzătoare de KIO_3 p.a. verificîndu-se concentrația prin titrări potențiometrice față de As_2O_3 p.a. [10] [14].

Soluția reactiv de cloramină T 0,1 n s-a preparat din cloramină T recristalizată, iar concentrația soluției s-a stabilit față de o soluție de AsO_3^{3-} care s-a titrat cu cloramină T potențiometric [15] și în prezență de iodură de potasiu-amidon [3] precum și iodometric [16].

Indicatorii utilizați au fost:

— indulin ecarlat (clorură de 7,8-benzo-6-amino-2-metil-10-etilfenazoniu) în apă 0,2%;

— cromotrop 2B (acid 4,5-dihidroxi-3-[(*p*-nitro-fenil)azo]-2,7-naftalindisulfonic) în apă 0,2%;

— galben metanil (acid *m*-[(*p*-anilinofenil)azo]-benzensulfonic) în apă 0,1%;

MODUL DE LUCRU

Probele titrarte atît cu KIO_3 cît și cu cloramină T au fost măsurate din soluții 0,1 n ale ionilor respectivi, dozîndu-se cantități de Tl^+ cuprinse între 0,2—0,05 g, cantități de As^{3+} între 0,075—0,018 și de Sb^{3+} între 0,12—0,03 g în soluții de concentrație 0,03—0,008 n la echivalență.

Titrările Tl^+ cu KIO_3 ca și ale As^{3+} și Sb^{3+} cu cloramină T au avut loc în soluții clorhidrice. In dozarea Tl^+ cu KIO_3 concentrația acidului clorhidric necesară la echivalență este de 4—5 n, corespunzînd la o concentrație inițială de 4,3—7,0 n HCl; la dozarea As^{3+} cu cloramină T concentrațiile în HCl diferă după indicator: pentru indulin ecarlat concentrația acidului clorhidric la echivalență trebuie să fie de 3—4 n iar cea inițială de 3,1—6,0 n, pentru cromotrop 2B la echivalență 2—4 n și inițial 2,1—6,0 n iar pentru galben metanil final 1—3 n și inițial 1,1—4,6 n. Dozarea Sb^{3+} cu cloramină T are loc la o concentrație în HCl de 2—3 n la echivalență și 2,1—6,0 n la începutul dozării.

Titrarea Tl^+ cu KIO_3 folosind indulin ecarlat ca indicator se efectuează la cald; probele se încălzesc la cca. 60°, se acidulează cu HCl corespunzător indicațiilor de mai sus și se titrează cu soluția de KIO_3 astfel că temperatura finală a probelor este de 40°. Titrările As^{3+} cu cloramină T folosind cei 3 indicatori indulin ecarlat, cromotrop 2B și galben metanil ca și a Sb^{3+} cu cloramină T și indicator galben metanil au loc la temperatura ordinară.

Din indulin ecarlat se adaugă 3 picături soluție 0,2% pentru 60 ml volum final atît în titrarea Tl^+ cu KIO_3 cît și a As^{3+} cu cloramină T; indicatorul cromotrop 2B se adaugă 4 picături soluție 0,2% pentru 60 ml volum final iar galbenul metanil 2 picături soluție 0,1% pentru 60 ml volum de echivalență atît în titrarea As^{3+} cît și a Sb^{3+} cu cloramină T.

Indicatorul cromotrop 2B folosit în tirarea As^{3+} cu cloramină T trebuie adăugat la probă înainte de acidulare pentru a se evita aglomerarea indicatorului.

Schimbul de culoare la echivalență pentru indulin ecarlat este de la oranj la galben pal, atît în titrarea Tl^+ cu KIO_3 cît și a As^{3+} cu cloramină T; indicatorul cromotrop 2B, utilizat în tirarea As^{3+} cu cloramină T ca și galbenul metanil, folosit în titrările As^{3+} și Sb^{+} cu cloramină T, trec la echivalență din roz în incolor.

Determinări potențiometrice și cu indicatori, efectuate în paralel, au arătat că consumul propriu în reactiv oxidant al indicatorului este: pentru indulin ecarlat 0,02 ml soluție de KIO_3 0,1 n în titrarea Tl^+ și 0,02 ml soluție de cloramină T 0,1 n în titrarea As^{3+}; indicatorul cromotrop 2B, folosit în titrarea As^{3+} necesită 0,01 ml soluție 0,1 n de cloramină T iar galbenul metanil sub 0,01 ml soluție 0,1 n de cloramină T în titrarea As^{3+} și 0,02 ml soluție 0,1 n de cloramină T în titrarea Sb^{3+}. De aceea în calculele efectuate s-au aplicat corecțiile de indicator indicate, cu excepția titrării As^{3+} cu cloramină T în prezență de galben metanil pentru care consumul în reactiv oxidant al indicatorului este neglijabil.

Procedeul practic este:

1. Titrarea Tl^+ cu KIO_3: probele conținînd Tl^+ se diluează, se încălzesc la cca. 60° și se acidulează cu HCl astfel ca concentrația taliului la echivalență să fie între 0,03—0,008 n iar a acidului clorhidric da 4—5 n; se adaugă 3 picături indulin ecarlat soluție 0,2% pentru 60 ml volum final și se titrează cu KIO_3 0,1 n pînă la virajul din oranj în galben pal.

2. Titrarea As^{3+} cu cloramină T: soluțiile conținînd As(III) se diluează și se acidulează cu HCl astfel ca la echivalență concentrația în arsen să fie 0,03—0,008 n iar în HCl de 3—4 n cînd indicatorul este indulin ecarlat, 2—4 n pentru cromotrop 2B și 1—3 n pentru galben metanil; se adaugă indicatorul 3 picături indulin ecarlat soluție 0,2%, 4 picături cromotrop 2B soluție 0,2% sau 2 picături soluție 0,1% galben metanil pentru 60 ml volum final și se titrează cu cloramină T 0,1 n; echivalența se recunoaște prin virajul de la oranj la galben pal în cazul indulin ecarlatului și de la roz la incolor pentru cromotrop 2B și galben metanil.

3. Titrarea Sb^{3+} cu cloramină T: probele conținînd Sb^{3+} se diluează și se acidulează cu HCl astfel ca concentrația în stibiu la echivalență să fie 0,03—0,008 n iar în HCl de 2—3 n; soluția se tratează cu 2 picături soluție 0,1% de galben metanil pentru 60 ml volum final și se titrează cu cloramină T 0,1 n pînă la decolorarea completă a indicatorului.

DATE EXPERIMENTALE

Tabelul 1

Titrări cu KIO_3
Dozarea taliului. Indicator indulin ecarlat

Tl^+ titrat g	Volum KIO_3 0,10111 n utilizat * ml	Tl^+ găsit g	Eroare %
0,05115	4,96	0,05124	+0,17
0,08184	7,93	0,08193	+0,10
0,1023	9,93	0,1026	+0,29
0,1227	11,86	0,1225	−0,16
0,1534	14,86	0,1535	+0,06
0,1841	17,83	0,1842	+0,05
0,2046	19,75	0,2040	−0,29

* aplicînd corecţia indicatorului de 0,02 ml.

Tabelul 2

Titrări cu cloramină T
Dozarea arsenului. Indicator indulin ecarlat

As^{3+} titrat g	Volum cloramină T 0,010141 n utilizat * ml	As^{3+} găsit g	Eroare %
0,01873	4,92	0,01868	−0,26
0,02996	7,89	0,02997	+0,03
0,03746	9,85	0,03741	−0,13
0,04495	11,84	0,04497	+0,04
0,05619	14,81	0,05626	+0,12
0,06742	17,73	0,06735	−0,10
0,07492	19,74	0,07514	+0,29

* aplicînd corecţia indicatorului de 0,02 ml.

Tabelul 3

Dozarea arsenului. Indicator cromotrop 2B

As^{3+} titrat g	Volum cloramină T 0,10189 n utilizat * ml	As^{3+} găsit g	Eroare %
0,01873	4,90	0,01870	−0,16
0,02996	7,86	0,02999	+0,10
0,03746	9,81	0,03744	−0,05
0,04495	11,79	0,04499	+0,08
0,05619	14,70	0 05610	−0,16
0,06742	17,68	0,06748	+0,08
0,07492	19,61	0,07484	−0,10

* aplicînd corecţia indicatorului de 0,01 ml.

Tabelul 4

Dozarea arsenului. Indicator galben metanil

As^{3+} titrat g	Volum cloramină T 0,010189 n utilizat * ml	As^{3+} găsit g	Eroare %
0,01873	4,92	0,01877	+0,21
0,02996	7,87	0,03003	+0,23
0,03746	9,82	0,03748	+0,05
0,04495	11,80	0,04503	+0,17
0,05619	14,70	0,05610	−0,16
0,06742	17,67	0,06744	+0,02
0,07492	19,64	0,07496	+0,05

* Volum necorectat.

Tabelul 5

Dozarea stibiului. Indicator galben metanil

Sb^{3+} titrat g	Volum cloramină T 0,10189 n utilizat * ml	Sb^{3+} găsit g	Eroare %
0,03060	4,95	0,03070	+0,32
0,04896	7,91	0,04906	+0,20
0,06121	9,88	0,06128	+0,11
0,07345	11,84	0,07344	−0,01
0,09181	14,80	0,09180	−0,01
0,1101	17,78	0,1102	+0,09
0,1224	19,76	0,1225	+0,08

* aplicînd corecţia indicatorului de 0,02 ml.

CONCLUZII

Datele experimentale arată că indulin ecarlatul poate servi ca indicator în titrarea Tl^{+} cu KIO_3 şi a As^{3+} cu cloramină T, cromotrop 2B în titrarea As^{3+} cu cloramină T şi galbenul metanil în titrarea As^{3+} şi Sb^{3+} cu cloramină T. Abaterile ± 0,3% de la valorile calculate arată o precizie satisfăcătoare pentru toate determinările efectuate. Avantajos este faptul că indicatorii recomandaţi se dizolvă în apă dînd colorații intense şi permit titrări la temperatura ordinară, cu excepţia indulin ecarlatului cînd este folosit la titrarea Tl^{+} cu KIO_3 ; încălzirea favorizează însă şi dozarea Tl^{+} evitînd precipitarea TlCl.

BIBLIOGRAFIE

1. Smith, G. F., Wilcox C. S., Ind. Eng. Chem., Anal. Ed., *14*, 49 (1942).
2. Drăgulescu C., Drăgoi, I., Comun. ştiinţ. tehn., *2*, 59 (1956).
3. Noll A., Chemiker Ztg., *64*, 308 (1940).
4. Tomíček O., Sucharda B., Collect. Czech. Chem. Commun., *4*, 285 (1932).
5. Poethke W., Wolf F., Z. anorg. Chem. *268*, 244 (1952).
6. Bishop E., Jennings V. J., Talanta, *8*, 34 (1961).
7. Rupp E., Pharm. Zentralhalle, *66*, 35 (1925).
8. Bishop E., Jennings V. J., Talanta, *9*, 593 (1962).
9. Drăgulescu C., Mitrănescu M., Studii şi Cercetări Ştiinţe chimice IX, 1—2, 13 (1962).
10. Singh B., Ilahi I., J. Indian Chem. Soc., *13*, 717 (1936).
11. Zintl E., Rienäcker G., Z. anorg. Chem., *153*, 276 (1926).
12. Proszt J., Z. anal. Chem., *73*, 401 (1928).
13. Nakazono T., Inoko S., Sci. Rep. Tôhoku Imp. Univ. Ser. I *26*, 303 (1937).
14. Azim S. M. A., Rehman A., J. Indian Chem. Soc., *32*, 708 (1955).
15. Bishop E., Jennings V. J., Talanta, *8*, 22 (1961).
16. Noll A., Chemiker Ztg., *48*, 845 (1924).

ОБ ИСПОЛЬЗОВАНИИ НЕКОТОРЫХ ИНДИКАТОРОВ РАДОКС

(РЕЗЮМЕ)

Установлена возможность применения индулин экарлата для титрования Tl^+ при помощи KIO_3, индикаторов индулин экарлата, хромотропа 2B и желтого метанила для титрирования As^{3+} хлорамином Т, а так же желтого метанила для титрирования Sb^{3+} хлорамином Т.

Все определения имеют место в хлористоводородных растворах при обычной температуре, исключая титрирование Tl^+ при помощи KIO_3 когда применяется подогрев.

Точность определений $\pm 0{,}3\%$.

ÜBER DIE VERWENDUNG EINIGER REDOX-INDIKATOREN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wurde die Möglichkeit der Verwendung von Indulinscharlach bei der Titrierung von Tl^+ mit KIO_3, der Indikatoren Indulinscharlach, Chromotrop 2B und Metanilgelb bei der Titrierung von As^{3+} mit Chloramin T sowie Metanilgelb bei der Titrierung von Sb^{3+} mit Chloramin T festgestellt.

Sämtliche Bestimmungen finden in salzsauren Lösungen bei Raumtemperatur statt, mit Ausnahme der Titrierung von Tl^+ mit KIO_3 welche in der Wärme ausgeführt wird.

Die Genauigkeit der Bestimmungen ist $\pm 0{,}3\%$.

ASPECTE ALE SINTEZEI PIROLITICE A BIFENILULUI

DE

Z. GROPȘIANU, M. MORARU

I. INTRODUCERE

Există multe încercări de sinteză industrială pentru obținerea bifenilului și a polifenililor. Ca purtători de căldură, în special sub forma amestecului de 26,5% bifenil +73,5% difeniloxid — denumit „Dowtherm" (S.U.A.) sau „V.O.T." (U.R.S.S.) — sînt necesari în cantități mari. Aceste substanțe se întrebuințează și pentru obținerea Aroclorilor, (plastifianți și purtători de căldură), și ca scintilatori în contoarele de radiații.

Ceea ce surprinde în studiul literaturii este frontul larg de atac al acestei probleme, în special în ultimii ani, respectiv diversitatea soluțiilor încercate [1] — [23], [27] — [28].

Se pare că metodele chimice de laborator de sinteză [24] — [26], nu sînt satisfăcătoare. Încercările amintite în literatură se referă exclusiv la piroliza benzenului.

Cea mai reușită pare să fie metoda trecerii vaporilor de benzen prin tuburi de cupru, încălzite electric; această metodă are unele dezavantaje, dintre care citățm :

1. Consum mare de energie electrică pentru încălzirea tuburilor, folosite ca rezistență.

2. Acoperirea în timp cu cărbune a suprafeței interioare, ceea ce duce la întreruperea procesului de fabricație.

Foarte interesantă este metoda studiată de mai mult timp, a trecerii vaporilor de benzen prin metale topite. Ea permite :

1. Realizarea unui transfer de căldură avantajos între perete — metal și metal — gaze. Coeficientul de transfer de căldură este de ordinul miilor de $J/m^2 \cdot s \cdot °C$.

2. Contractul dintre vaporii de benzen și materialul de construcție al aparatului este limitat și de scurtă durată.

3. Obținerea unei suprafețe constant curate, în baia topită.

Dintre metalele topite pot fi luate în considerare plumbul sau diferite aliaje. Plumbul prezintă avantaje :

— nu atacă fierul, deci reactorii pot fi confecţionaţi din oţel ;

— tensiunea de vapori este suficient de mică la 800°—900°.

Deşi există cercetări în această direcţie, aparatele studiate n-au satisfăcut pe scară mai mare. Am repetat o parte din aceste cercetări şi am observat cîteva mari dezavantaje :

a) depuneri masive de cărbune pe suprafaţa de fier a reactorului ;

b) înfundarea rapidă a reactorului, cu oprirea transferului de căldură şi în consecinţă arderea sa din cauza supraîncălzirilor.

II. APARATURA ŞI MODUL DE LUCRU

S-au încercat mai multe instalaţii dintre care unele vor fi amintite mai jos. Astfel în figura 1, instalaţia se compune din trei părţi mari :

— sistemul de alimentare ;

— reactorul ;

— sistemul de condensare-colectare.

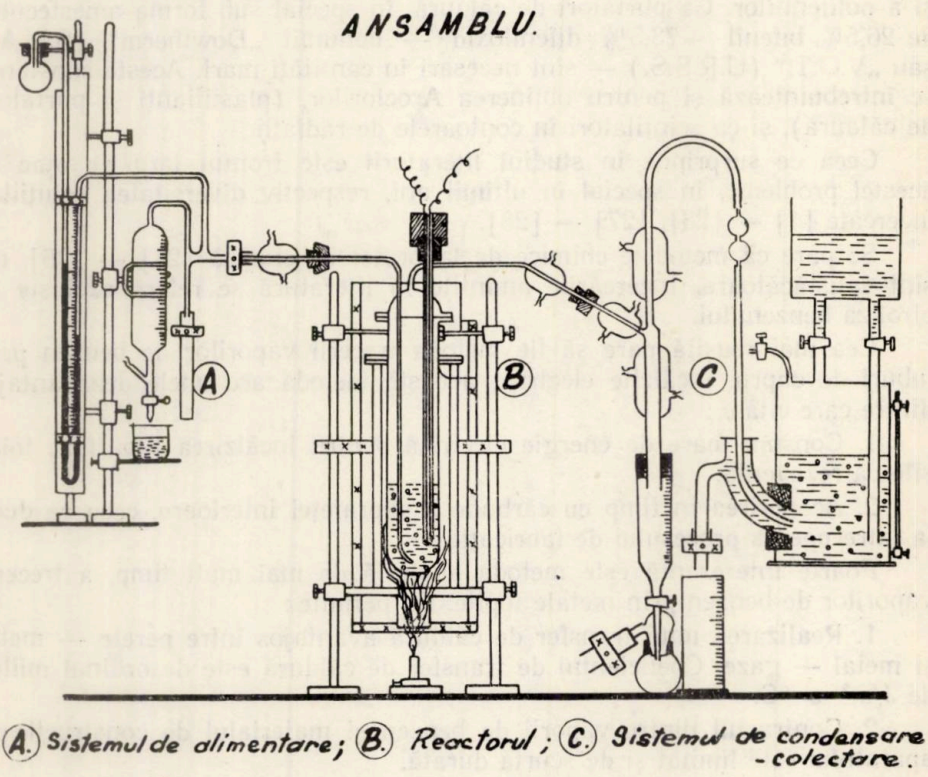


Fig. 1. Instalaţia de piroliză (schema).

Reactorul folosit [28] este un aparat obișnuit de barbotare a vaporilor de benzen în baia de plumb. A fost construit inițial din cupru, apoi din fier-carbon și final din sicromal *.

Timpul de determinare a corespuns trecerii unui mol de benzen prin aparat. Condensatul colectat s-a supus distilării, pentru îndepărtarea benzenului. Reziduul obișnuit se întărește la răcire, dînd în funcție de condițiile de lucru, cristale galbene-brune. Dozarea bifenilului, s-a făcut pe baza datelor din literatură, referitoare la spectrul de absorbție în ultraviolet. Determinările s-au făcut cu ajutorul unui spectrofotometru universal „Carl Zeiss" — Jena, tip V.S.U.-1, la lungimea de undă de 246 mμ, pentru o extincție molară (calculată) de 17 200, cu o precizie de ± 1%, în soluții de *n*-hexan și *n*-heptan lipsiți de benzen. S-au executat și analize gaz-cromatografice a bifenilului și a unora din produșii rezultați la piroliza benzenului, pe coloană de Apiezon L. și poliadipați (Ultramoll I. și W. 204 N.), ca faze staționare și Cellit ca suport [31].

S-au efectuat determinări la nouă temperaturi, în intervalul 750°—920° și la 4 debite de alimentare, în limitele 109—617 g.benzen/oră. Ulterior s-au făcut încercări și la o instalație de piroliză cu cuptor electric.

III. REZULTATE

Deoarece la folosirea unui reactor de cupru, cu baie de plumb topit, s-au obținut unele valori surprinzătoare ale conversiei (30%) și deoarece în acest caz, la temperaturile de lucru, avem în realitate un aliaj de plumb de 3% cupru, pentru verificarea obiectivă a condițiilor de lucru s-a lucrat în trei condiții diferite: baia de plumb, baia de plumb cu 3% cupru și reactorul gol.

Menționăm că baia de plumb de cupru nu este indicată în literatură. Determinările în reactor gol, s-au efectuat spre compararea rezultatelor.

În fig. 2, 3 și 4 sînt redate variațiile conversiei în produs pur**, cu temperatura pentru cele teri cazuri;

Se observă în general o creștere a conversiei cu creșterea temperaturii și o scădere a ei cu creșterea debitului de alimentare (lucru explicabil

---

* Are $\varnothing_{ext}$=58 mm; $\varnothing_{int}$=50 mm; lungimea 393 mm, deci un volum de 771 cc. S-a lucrat cu 4 kg Pb (Tc 3 — conform STAS 664-49), care au asigurat un strat de 22 cm. Încălzirea s-a făcut cu ajutorul unul arzător de aragaz.

** Produsul brut, adică topitura solidificată, obținută după piroliza benzenului și distilarea materiei prime nereacționate, constă în bifenil, oarecari cantități din izomerii terfenili și urme din polifenili superiori sau din hidrocarburi polinucleare condensate. Unii autori identifică pînă la 24 compuși.

Deoarece aceste substanțe, amintite mai sus, se formează în cantități mici (4—8%) și nu jenează utilizarea bifenilului ca agent purtător de căldură, fiind ele însăși utilizate ca purtători de căldură, deoarece variația purității bifenilului în funcție de condițiile de lucru este destul de mică, vom păstra în continuarea textului reprezentările conversiei în produs brut în funcție de temperatură, cea în produs pur păstrînd o alură apropiată a curbei. La studiul efectului unor diverse adaosuri de substanțe organice asupra pirolizei, nici nu am urmărit identificarea tuturor produșilor rezultați în reacție.

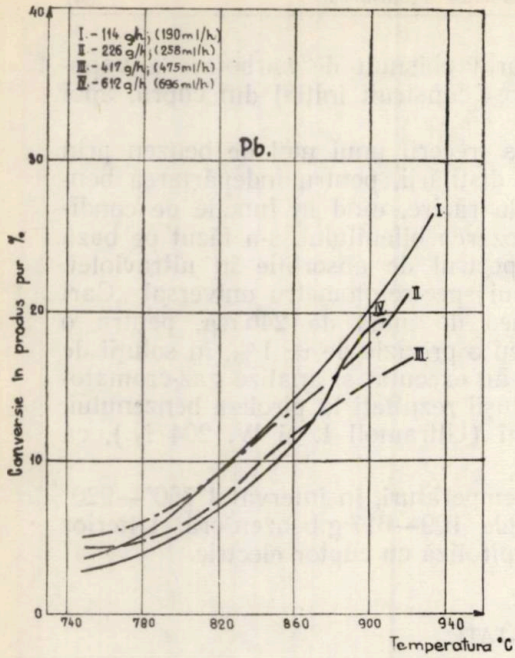


Fig. 2. Variația conversiei în produs pur, cu temperatura, la baia de plumb topit.

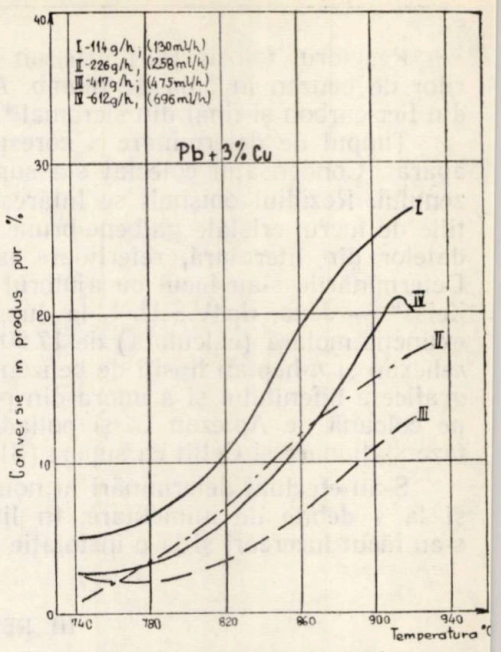


Fig. 3. Variația conversiei în produs pur, cu temperatura, la baia de plumb cu 3% cupru

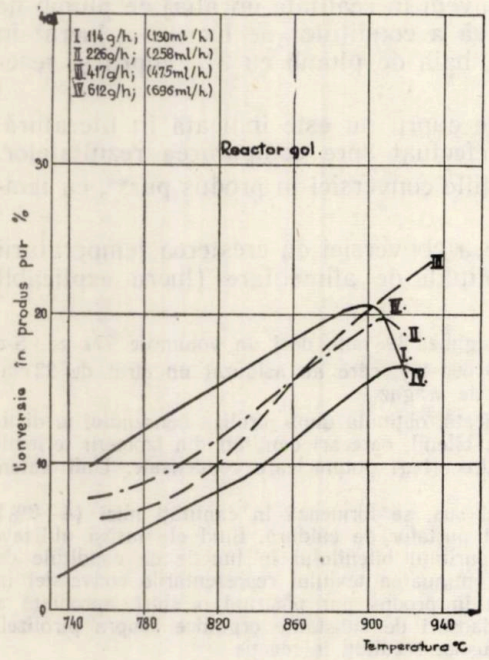


Fig. 4. Variația conversiei în produs pur, temperatura, la reactorul gol.

atît prin viteza de reacție cît și prin dificultățile transferului de căldură). La baia de plumb se obțin conversii în jur de 30% (debit de alimentare 114 g.benzen/h), dar la 900°—920°, cînd se depune și mult cărbune. Între 860°—900° conversiile sînt între 15—20%.

La baia de plumb cu 3% cupru, spre deosebire de baia de plumb, conversia crește foarte net cu temperatura la debitul de 114 g/h. Se obțin conversii de 25% la 900°—920°, dar și între 850°—900° conversiile sînt între 15—18%. Cantitatea de cărbune depus pe reactor este, în cazul utilizării acestei băi, mai mică decît în baia de plumb. La debitele de 226, 417 și 612 g benzen/h nu se sesizează diferențe apreciabile față de rezultatele obținute în baia de plumb. Nu se observă efect catalitic, deoarece probabil, la aceste debite de alimentare, procesele de difuziune și de transfer de căldură sînt perdominante.

Din cele de mai sus se poate trage concluzia că în cazul pirolizei în tub gol, temperatura de 880°—900° reprezintă o limită, după care echilibrarea reacțiilor ce au loc se deplasează net spre formarea produșilor de dehidrocondensare, polifenili, dar mai ales gudroane, cărbune și alți produși de descompunere, ceea ce duce la înfundarea instalației. În general, în cazul utilizării reactorului gol, depunerea de cărbune este mult mai mare decît în cazul utilizării băilor metalice.

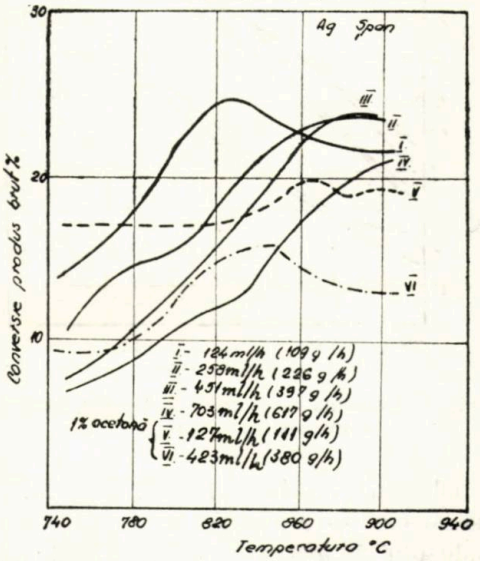


Fig. 5. Variația conversiei în produs brut, cu temperatura, cu catalizator de argint, fără sau cu adaos de 1% acetonă.

O indicație din literatură [11], [13] privind obținerea bifenilului din benzen trecut peste argint depus pe silicagel (conversie apropiată de 30%, dar și 5% cărbune depus), ne-a dus la ideea urmăririi efectului argintului metalic. Am folosit aceeași instalație însă în locul băii metalice s-au introdus 155 g șpan de argint. Rezultatele sînt indicate în fig. 5.

Se observă obținerea unei conversii maxime (25%) în produs brut, la debitul de 109 g/h la 840° — la 226 g/h se obține un maximum la 880° — 23%. Creșterea debitului duce la micșorarea randamentelor. Obținerea de conversii mari, începînd cu temperaturi mai mici (800°) față de cazurile precedente studiate, reprezintă un avantaj însemnat.

Totuși, trebuie menționat un dezavantaj important: depunerea masivă de cărbune pe argint (nu pe pereții reactorului), ceea ce anihilează efectele

sale catalitice favorabile. Probabil că scăderea randamentului la debitul de 109 g benzen/h se datoreşte acoperirii suprafeţei argintului cu cărbune.

Indicaţii sumare din literatură asupra unor patente [29], [30] ne-au condus la ideea folosirii unui adaos de 1% acetonă în materia primă. Rezultatele sînt trecute în fig. 5. Este interesant că randamentele în produs brut, variază între limite înguste (ex.: 17—20% pe toată scara temperaturii la un debit de 111 g benzen/h). Comparînd curbele din fig. 5 cu cele din fig. 2, 3 şi 4 — la debite similare — rezultă clar avantajul folosirii adaosului de acetonă: obţinerea de rezultate bune, chiar la temperaturi mai mici, unde depunerea cărbunelui este mică. Dealtfel nici la temperaturi mari, nu s-a înfundat instalaţia. Cărbune s-a depus puţin nu pe argint, ci pe fundul reactorului.

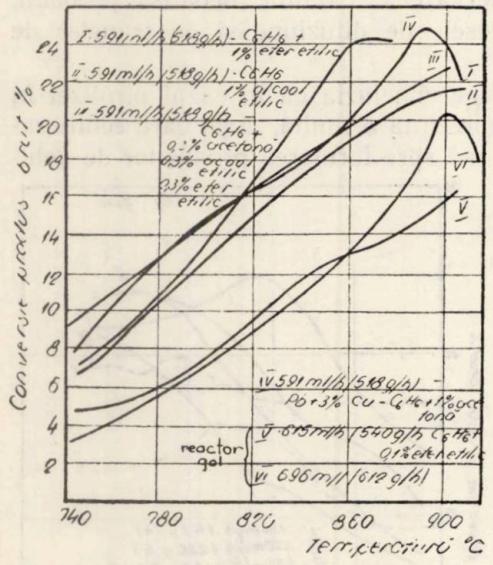


Fig. 6. Influenţa adaosurilor în benzen, asupra conversiei în produs brut.

S-au încercat alte adaosuri în materia primă: 1% alcool etilic, 1% eter etilic, 0,1% eter etilic, 0,3% alcool etilic +0,3% eter etilic +0,3% acetonă. Determinările s-au efectuat în reactorul gol, în acelaşi interval de temperatură (750°—920°), la debitele cele mai mari ale pompei dozatoare, adică în cazul cel mai nefavorabil. (Din figurile precedente s-a observat că utilizarea reactorului gol, ca şi creşterea debitului de alimentare, dau conversiile cele mai scăzute.) Rezultatele sînt indicate în fig. 6. La acelaşi debit, s-a determinat şi efectul adaosului de 1% acetonă, în cazul utilizării băii de plumb cu 3% cupru.

Adaosul de 1% eter etilic (curba I) dă un maxim la 880°: ≈24% conversie, iar adaosul de alcool etilic (curba II) ≈22% bifenil brut la 920°. Nu s-a verificat — în acest caz — afirmaţia lui S. Chudzynski [7] asupra efectului favorabil al adosului de alcool etilic. În primul caz, depunerile de cărbune sînt mai mici.

Curba V redă efectul unui adaos mai mic de $C_2H_5—O—C_2H_5$ (0,1%), în aceleaşi condiţii. Practic nu se observă nici o diferenţă faţă de curba VI, obţinută în cazul reactorului gol. Se remarcă la curba V, absenţa maximului de la 910°, de la curba VI, dar faptul nu e concludent, şi pe deasupra lipsit de importanţă practică (dacă ţinem cont de valoarea mare a temperaturii). Se poate trage concluzia că adaosul de 0,1% a fost prea mic.

Curba IV s-a obţinut pentru adaosul de 1% acetonă utilizînd baia de Pb+3% Cu. Este remarcabilă conversia obţinută (≈24% bifenil) la tem-

peraturi mai mici (860°). La temperaturi între 810°—840°, se obține între 17%—22% bifenil brut.

Figura 7 indică evident superioritatea folosirii adaosului de acetonă în benzen, la baia de plumb cu 3% cupru, față de același adaos, dar la catalizatorul de argint șpan. Peste 810°, conversiile sînt mai mari pentru baia metalică. Ținînd cont și de debit este evident că în acest caz, productivitatea va fi mai mare. Și aici se semnalează depunere de cărbune.

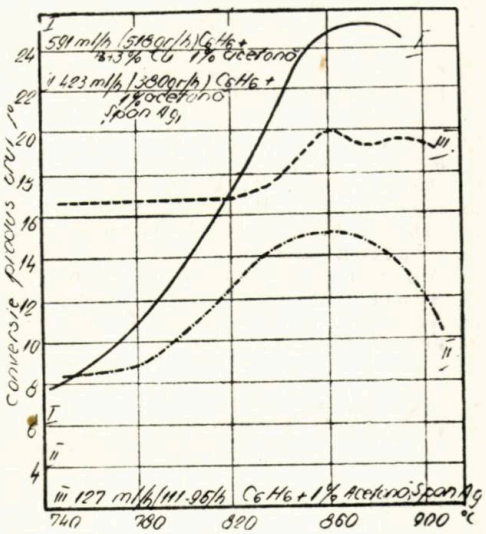


Fig. 7. Efectul adaosului de acetonă în benzen.

Din diagramele arătate se pot sintetiza următoarele:

1. Rezultatele obținute cu baia de plumb topit sînt mai bune decît cele indicate în literatura pentru instalații lucrînd la presiune atmosferică: 25% față de 10—13% (sau 30%, dar la 8,8 ata) [19], [20].

2. Baia de plumb cu 3% cupru dă rezultate foarte bune, pînă la 30% bifenil, în special la debite mici de alimentare (114 g/h). La această baie metalică depunerea de cărbune este mai mică.

3. Pentru folosirea băilor de metal topit se recomandă intervalul 840°—880°.

4. În general, randamentul crește cu mărimea temperaturii și scade cu creșterea debitului.

5. Șpanul de argint, utilizat drept catalizator dă rezultate bune chiar de la 880°, totuși depune pe suprafața sa cărbune.

6. La utilizarea de 1% acetonă în benzen, trecut peste catalizatorul de argint, se depun cantități mai mici de cărbune și se obțin conversii suficient de mari (≈20%) și constante pe tot intervalul de temperatură cercetat, începînd cu 750°.

7. Adaosul de substanțe organice ca eterul etilic, alcoolul etilic și acetona, influențează randamentul în bifenil. Cel mai indicat pare a fi eterul etilic (1%) care dă conversii bune: 20—24%, la temperaturi peste 840°, și chiar la debite de alimentare mai mari, ceea ce înseamnă și productivități mai mari.

8. Rezultatele obținute în baia de plumb cu 3% cupru, în prezența de 1% acetona, sînt mai bune decît cele obținute peste argint șpan, tot cu 1% acetonă. Ele sînt similare cu cele obținute în reactorul gol cu un adaos de 1% eter etilic în benzen. Au însă avantajul deplasării maximului conversiei spre temperaturi mai mici.

BIBLIOGRAFIE

1. Kaffer Hans, Ger., 639, 354, (Dec. 1936).
2. Cobb I. W. şi Dufton S. F., Chem. Trade I., *63*, 197—8 (1918).
3. Clough H., (I. G. Farbenindustrie A. G. Lewerkusen): — BIOS — rep. fin. Nr. 1787. — BIOS — tip. Nr. 3430, (28, 05. 1947).
4. Federal Phosphorus Co, Ger., 609, 865, July, (1936).
5. U.S., 2.099.350, (1937).
6. Drossbach O. şi Roell B. (I. G. Farbenindustrie A. G.) Ger. 555.079, Dec. 17, (1929).
7. Chudzynsky S., Prezemysl Chem., *6*, 189—94, (1950).
8. U.S., 2.392.875, (1946).
9. Henley V. Rosalind, J. Chem. Soc., (1930), 1222-4.
10. Rudenko A. P. şi Kazanski V. A., Zav. Lab., (1955) *1*, 121.
11. Rudenko A. P. şi Kazanski V. A., D.A.N., S.S.S.R. 128, 1, 99—102, (1959).
12. Rudenko A. P., Vestn. Mosk. Un-ta, (1960), *6*, 66—71.
13. Rudenko A. P., Vestn. Mosk. Un-ta, (1961), *3*, 74—80.
14. Moose E. I. şi Pritchard W. N., U.S., 1.968.154, July 31, (1934).
15. Pratton C. F., U.S., 1.099.761, July 16, (1934).
16. Warren E. T. şi Durgin C. R., U.S., 1.891.514, Dec. 20 (1932).
17. Scott T. I., Brit, 312.902, June 2, (1928).
18. Scott T. I., U.S., 1.894.285, Jan. 13, (1933).
19. Federal Phosphorus Co., Ger., 581.046, Sept. 19, (1929).
20. Hixon A. W., Work L. T., Allessandroni H. V., Clifford G. E. şi Wilkens G. A., Ind. Eng. Chem., *23*, 289 (1931).
21. U.S., 1.894.266, (1933).
22. Balandin A. A., Spiţîn V. I., Rudenko A. P., Dobroselskaia N., Mihailenko I. E., Pirogova G. I., Glazunov P. Ia., „Kin. Kat", *4*, 626—632, (1961).
23. Ismailov R. G., Aliev D. A., Ivanova G. M., „Azer. neft. hoz", *4*, 35, (1963).
24. Gomberg M. şi Bachman W. E., J. Am., Chem. Soc., *46*, 2339-43, (1924).
25. Houben-Weil, „Die Methoden der Organischen Chemie", *2*, 762—863, Leipzig, (1925).
26. Rudenko A. P., Vestn. Mosk. Un-ta, (1960) *5*, 69—75.
27. Rudenko A. P., Vestn. Mosk. Un-ta, (1961), *2*, 59—63.
28. Gropşianu Z., Moraru M., „Contribution à l'obtention du biphenyle par la pyrolise du benzen dans une bain de metaux fondus". Comunicată la 26.09.63, la al 34-lea Congres Internaţional de Chimie Industrială, Belgrad, Secţia 12-a.
29. Patent U.S. 2.143.509 din 1939.
30. Patent italian 586.113 din 1962.
31. F. Kerek, D. Kohn, M. Moraru, „Analiza gaz cromatografică a amestecurilor de sinteză a bifenilului şi difenieterului". Comunicată la 30.06.66, la a III-a Conf. Rep. de Chimie, secţia 4-a.

К ПИРОЛИТИЧЕСКОМУ СИНТЕЗУ БИФЕНИЛА

(РЕЗЮМЕ)

Рассматривается пиролитический синтез бифенила в ванне расплавленного свинца. Полученные результаты превосходит имеющиеся литературные данные и указывают что свинцовая ванна должна содержать 3% меди. Рассматриваемый температурный интервал (750°—920°), выявил что приемлемый технологический режим находится между 840°—880°, что превышает предел указанный в литературе.

Испытания проведенные на серебряном катализаторе дали удовлетворительные результаты, особенно в условиях прибавки 1% ацетона в бензоле. Исследуя эффект различных прибавок в бензоле (этиловый эфир, этиловый спирт) установлено что прибавка 1% этилового эфира, в случаэ применения пустого реактора и особенно 1% ацетона в случае применения свинцовой ванны с 3% меди, дает благоприятные результаты.

ÜBER DIE PYROLITISCHE SYNTHESE DES BIPHENYLS

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wurde die pyrolitische Synthese des Biphenyls in einen mit geschmolzenem Blei gefüllten Bad untersucht. Die erhaltenen Ergebnisse sind besser als die in der Literatur angeführten und empfehlen als bestes ein Bleibad mit 3%-igem Kupfergehalt. Der untersuchte Temperaturbereich (750°—920°), zeigte dass die günstigste Betriebstemperatur zwischen 840° und 880° liegt was bedeutend höher liegt als die in der Literatur angeführten Werte.

Die mit Silberspan als Katalisator durchgeführten Versuche haben zufriedenstellende Ergebnisse gezeigt vor allem bei, einem Zusatz von 1% Azeton zum Benzen.

Untersuchungen bezüglich des Einflusses von Zusätzen zum Benzen (Äthanol, Äthyläther) ergaben dass in Falle des leeren Reaktors 1% Äthyläther und beim Bleibad mit 3%-igem Kupfergehalt, 1% Azeton einen günstigen Wirkung haben.

CINETICA DESCOMPUNERII TERMICE A HEXACIANOCOBALTIAȚILOR DE Cd, Zn și Mn (II)

DE

P. TRIBUNESCU și GH. PARLEA

In continuarea studiilor asupra cineticii descompunerii termice a unor combinații complexe [1], [2], [3], în nota de față se prezintă rezultatele obținute la descompunerea termică a hexacianocobaltiaților de cadmiu, zinc și mangan (II). Combinațiile studiate s-au obținut prin precipitare din soluție, la amestecul reactanților în proporții corespunzătoare [4]. Precipitatele spălate și uscate s-au supus descompunerii termice, care se desfășoară după schema generală :

$$A_s \rightarrow B_s + C_g$$

în care faza gazoasă o constituie dicianul.

Reacția de descompunere a fost urmărită izoterm la termobalanță, lucrînd cu probe cuprinse între 0,05 și 0,1 g. Pentru interpretarea datelor experimentale s-a folosit o ecuație cinetică [5], [6] în care viteza de descompunere este proporțională cu suprafața granulelor, forma integrală a acesteia fiind :

$$m^{1/3} = m_0^{1/3} - k' \cdot t$$

Ecuația de mai sus stabilește o dependență liniară între rădăcina cubică a masei substanței supuse descompunerii și timpul de reacție t, — constanta k' reprezintă o constantă proporțională cu constanta de viteză a reacției.

DESCOMPUNEREA $Mn_3[Co(CN)_6]_2$

Datele termogravimetrice arată că descompunerea combinației $Mn_3[Co(CN)_6]_2$ începe în jur de 330 °C, motiv pentru care cinetica procesului a fost urmărită izoterm între 298 și 355 °C, interval în care reacția are loc cu viteză măsurabilă și ușor de urmărit.

In figura 1 s-au reprezentat grafic valorile $m^{1/3}$ în funcție de timp, obținîndu-se pentru fiecare temperatură dreptele corespunzătoare. Din pantele dreptelor respective s-au calculat constantele k', ale căror valori în funcție de temperatura de lucru sînt următoarele :

Temp. °K	571	583	593	603	615	628
$k' \cdot 10^3$	0,42	0,64	1,08	1,30	2,32	3,80

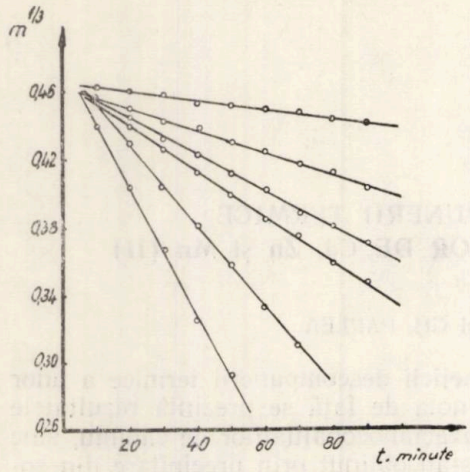


Fig. 1. Izotermele descompunerii $Mn_3[Co(CN)_6]_2$.

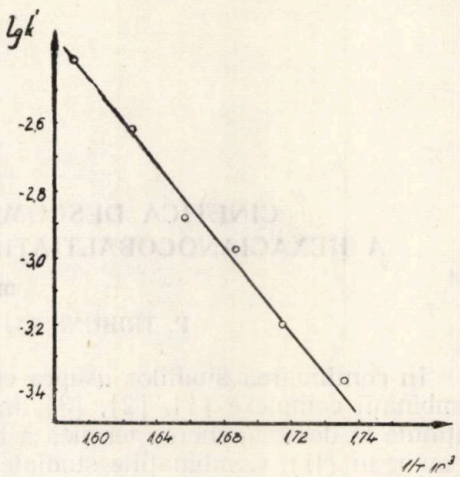


Fig. 2. Dependența $\lg k'$—$1/T$ pentru descompunerea $Mn_3[Co(CN)_6]_2$.

In figura 2 s-au reprezentat grafic valorile $\log k'$ în funcție de $1/T$, care se așază după o dreaptă conform legii lui Arrhenius.

Energia de activare, calculată din panta dreptei respective, este egală cu $E = 27\,900$ cal/mol, iar factorul preexponențial $A = 2{,}02 \cdot 10^7\ g^{1/3} \cdot min^{-1}$.

DESCOMPUNEREA $Zn_3[Co(CN)_6]_2$

Termograma $Zn_3[Co(CN)_6]_2$ arată că descompunerea acesteia începe în jurul temperaturii de 340 °C, încît cinetica procesului a fost urmărită între 332 și 377 °C.

Izotermele descompunerii termice sînt prezentate în figura 3, rezultînd dreptele din pantele cărora s-au calculat constantele k'. Valorile obținute astfel pentru constantele k' sînt următoarele:

Temp. °K	605	615	628	638	650
$k' \cdot 10^3$	0,463	0,73	0,96	1,35	2,40

Pentru calculul energiei de activare și factorului preexponențial, în figura 4 s-a reprezentat $\log k'$ în funcție de $1/T$, obținîndu-se pentru acestea: $E = 35\,700$ cal/mol și $A = 2{,}49 \cdot 10^9\ g^{1/3} \cdot min^{-1}$.

DESCOMPUNEREA $Cd_3[Co(CN)_6]_2$

Cinetica reacției de descompunere termică a combinației $Cd_3[Co(CN)_6]_2$ a fost urmărită între 265 și 287 °C, deoarece din termogramă rezulta că descompunerea acesteia începe în jur de 280 °C.

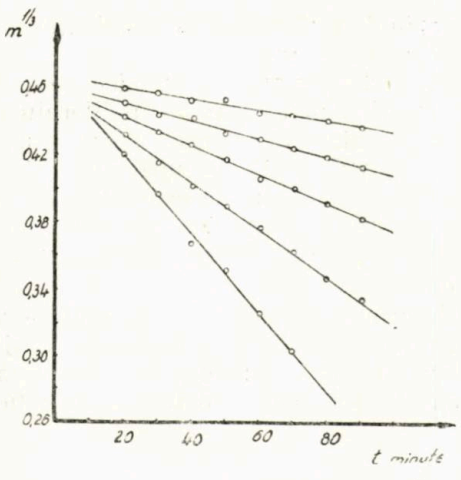


Fig. 3. Izotermele descompunerii $Zn_3[Co(CN)_6]_2$.

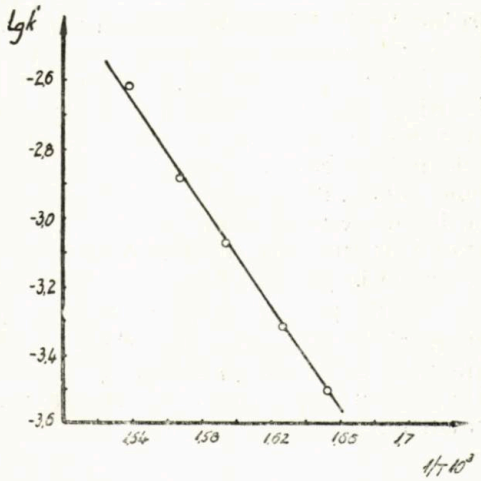


Fig. 4. Dependența $\lg k' - 1/T$ pentru descompunerea $Zn_3[Co(CN)_6]_2$.

Datele obținute au fost reprezentate, sub formă de izoterme, în figura 5, obținîndu-se dreptele corespunzătoare, din pantele cărora s-au calculat valorile constantelor k' :

Temp. °K	538	548	560
$k' \cdot 10^2$	1,625	2,566	4,166

Energia de activare a descompunerii $Cd_3[Co(CN)_6]_2$ s-a calculat din panta dreptei obținută în figura 6, în care s-au reprezentat mărimile $\log k'$

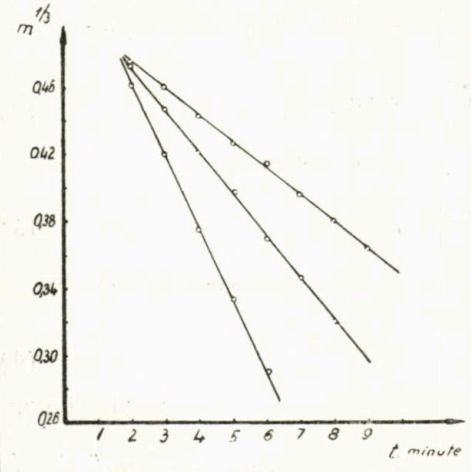


Fig. 5. Izotermele descompunerii $Cd_3[Co(CN)_6]_2$.

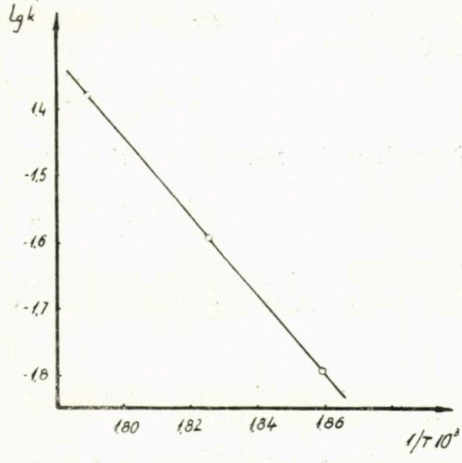


Fig. 6. Dependența $\lg k' - 1/T$ pentru descompunerea $Cd_3[Co(CN)_6]_2$.

în funcție de $1/T$, obținîndu-se pentru energia de activare : $E = 27\,400$ cal/mol și pentru factorul preexponențial : $A = 3{,}39 \cdot 10^9\ g^{1/3} \cdot min^{-1}$.

Pentru calculul energiei de activare a descompunerii termice se pot folosi și alte metode de lucru sau alte ecuații cinetice. Astfel în literatură sînt descrise metode, suficient de exacte, de calcul al energiei de activare, folosind curbele termogravimetrice [7], [8], [9], [10]. In unele însă trebuie cunoscut în prealabil ordinul de reacție [8], în altele este necesar să se lucreze cu viteze de încălzire diferite [9] sau se lucrează cu viteză constantă de încălzire, însă se folosesc probe în cantități diferite [10], ceea ce complică în general determinările experimentale.

G. O. Pilvian și O. S. Novikova descriu o metodă de determinare a energiei de activare din curbele termogravimetrice, fără cunoașterea anticipată a ordinului de reacție și lucrînd cu cantități constante de substanță [11]. Pentru descrierea vitezei de reacție se folosește următoarea ecuație cinetică :

$$\frac{d\alpha}{dt} = A \cdot e^{-\frac{E}{R \cdot T}} \cdot (1-\alpha)^n \qquad (1)$$

unde :

$\alpha = \frac{m}{\mu}$ este gradul de transformare ;
m — pierderea în greutate la timpul t ;
μ — pierderea totală în greutate ;
n — ordinul de reacție.

Dacă se încălzește substanța cu viteză constantă :

$$\frac{dT}{dt} = b\ °/\text{min.}$$

în ecuația diferențială se poate substitui variabila timp prin temperatură, cînd se obține :

$$\frac{1-(1-\alpha)^{1-n}}{1-n} = \frac{A}{b}\int_0^T e^{-E/R \cdot T} \cdot dT. \qquad (2)$$

Admițînd că $E \gg R \cdot T$ și $n \neq 1$, ecuația de mai sus duce la :

$$\frac{1-(1-\alpha)^{1-n}}{1-n} = \frac{A \cdot R \cdot T^2}{E \cdot b} \cdot e^{-E/R \cdot T}. \qquad (3)$$

O simplificare a acestei relații se obține dacă se lucrează în condiții în care α are valori cuprinse între 0,4 și 0,5 :

$$\ln \alpha - 2 \ln T = A' - E/R \cdot T. \qquad (4)$$

In coeficientul A' sînt cuprinse, pe lîngă factorul preexponențial, și constantele din ecuația (3).

In ecuația (4) se observă o dependență liniară între $\ln \alpha - 2 \ln T$ și $1/T$, panta dreptei respective permițînd calculul energiei de activare E, după cum se vede de altfel și din figura 7, în care s-au reprezentat grafic mă-

rimile cuprinse în ecuația (4), pentru cele trei combinații studiate. Pentru energia de activare, calculată pe această cale se obțin valorile:

Combinația	$Mn_3[Co(CN)_6]_2$	$Zn_3[Co(CN)_6]_2$	$Cd_3[Co(CN)_6]_2$
E — cal/mol	35 000	33 800	41 000

Dacă se compară energiile de activare obținute pe această cale cu cele obținute după metoda izotermă, se observă diferențe destul de mari între ele — excepție face $Zn_3[Co(CN)_6]_2$. Explicația acestor diferențe între valorile obținute prin cele două metode, pentru energia de activare, constă în faptul că în timp ce în metoda izotermă calculul energiei de activare se face numai pentru etapa descompunerii complexului, în cea de a doua metodă calculul se face într-o etapă a descompunerii, în care au loc simultan mai multe procese.

MECANISMUL DESCOMPUNERII TERMICE

Descompunerea termică a combinațiilor studiate începe cînd fluctuațiile de energie creează condiții favorabile ruperii legăturilor existente și apariției noilor faze. Ca și în cazul altor compuși hexacianici [1], [2], [3], legăturile care se rup sînt aceleași, adică legătura dintre ionul central și gruparea CN, rupere urmată de transferul de electroni de la această grupare la cationii care se reduc pe această cale.

Pentru a stabili mecanismul după care se produce descompunerea termică s-au efectuat și o serie de determinări termogravimetrice —ATG— și termice diferențiale —ATD.

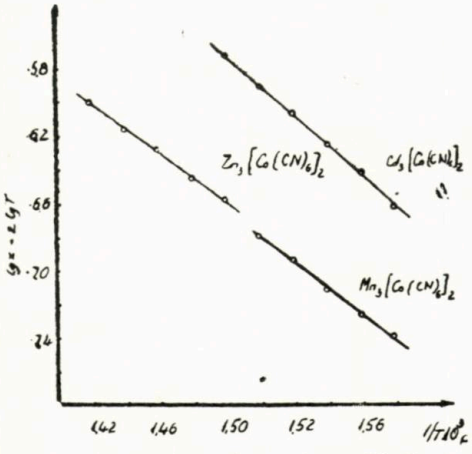


Fig. 7. Dependența dintre $\lg \alpha - 2 \lg T$ și $1/T$ pentru cele trei combinații.

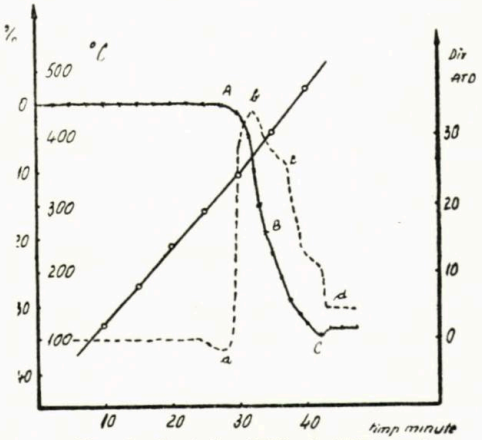


Fig. 8. Curbele ATG și ATD pentru $Mn_3[Co(CN)_6]_2$.

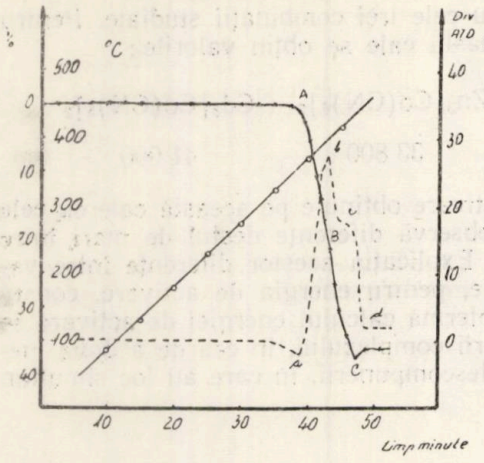


Fig. 9. Curbele ATG și ATD pentru $Zn_3[Co(CN)_6]_2$.

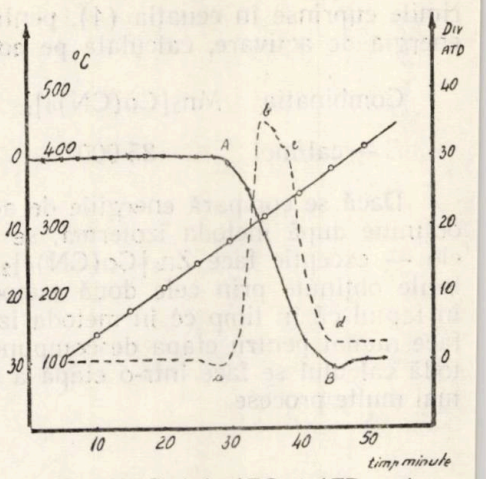


Fig. 10. Curbele ATG și ATD pentru $Cd_3[Co(CN)_6]_2$.

In figurile 8, 9 și 10 s-au reprezentat curbele ATG și ATD, obținute pentru cele trei combinații. Ca și în cazul descompunerii termice a hexacianocobaltiaților de argint și taliu [1] și în cazul de față prima etapă a procesului este descrisă de ecuația :

$$Me_3[Co(CN)_6]_2 = 3\,Me + 2\,Co(CN)_2 + 4(CN)_2$$

în care $Me = Mn^{2+}, Zn^{2+}, Cd^{2+}$.

Din figura 8 se vede că începutul descompunerii combinației $Mn_3[Co(CN)_6]_2$ se găsește în jur de 340 °C — punctul *A* de pe curba ATG — descompunere însoțită de un efect endoterm, după cum reiese din curba ADT — (*a*). La începutul procesului, conform schemei de mai sus, cantitatea de $(CN)_2$ este suficient de mare încît în sistem să existe un mediu reducător și primele cantități de Mn rezultate din reacție să nu se oxideze. Pe măsura avansării procesului de descompunere, însoțit pe deoparte de creșterea cantității de Mn și pe de altă parte de reducerea vitezei de formare a $(CN)_2$ se ajunge la un moment dat în situația în care începe procesul de oxidare al manganului :

$$2\,Mn + 3/2\,O_2 = Mn_2O_3$$

care are loc cu un puternic efect exoterm — maximul *b* de pe curba ATD. Ridicarea temperaturii datorită acestui efect precum și încălzirii în continuare determină o creștere a vitezei de descompunere a substanței inițiale, pînă în punctul *B* de pe curba ATG. In punctul *B* începe descompunerea $Co(CN)_2$, formată în prima etapă, descompunere care are loc cu un efect exoterm peste care se suprapune cel endoterm al primei etape —

inflexiunea *c* de pe curba ATD — ceea ce face ca în continuare procesul să nu mai fie atît de rapid.

Sfîrșitul descompunerii este marcat de punctul *C* de pe curba ATG, pierderea corespunzătoare în greutate fiind egală cu 34,6% pe termogramă, în timp ce pierderea calculată în ipoteza că descompunerea totală are loc după schema :

$$2\,Mn_3[Co(CN)_6]_2 = 4\,CoO + 3\,Mn_2O_3 + 12(CN)_2$$

reprezintă 34,0%.

Aceleași considerații pot fi admise și în cazul descompunerii $Zn_3[Co(CN)_6]_2$, deoarece după cum se vede din figura 9, atît curba ATG cît și ATD au alură asemănătoare celor din figura 8.

Admițîndu-se că descompunerea are loc după schema :

$$Zn_3[Co(CN)_6]_2 = 2\,CoO + 3\,ZnO + 6(CN)_2$$

pierderea în greutate calculată corespunde la 37,2%, iar pierderea rezultată de pe termogramă, la sfîrșitul descompunerii, este de 37,9%.

In figura 10 sînt reprezentate curbele ATG și ATD pentru descompunerea $Cd_3[Co(CN)_6]_2$. Mecanismul descompunerii este similar cu al celorlalte două substanțe, cu observația că aci efectul exoterm se suprapune peste toate celelalte încît pe curba ATD nu mai apare nici o inflexiune.

La sfîrșitul descompunerii, pe termogramă rezultă o pierdere în greutate egală cu 31,5%, care este egală cu pierderea calculată în ipoteza că procesul se desfășoară după schema globală :

$$Cd_3[Co(CN)_6]_2 = 3\,CdO + 2\,CoO + 6(CN)_2.$$

Trebuie menționat că în studiul izoterm parametrii cinetici au fost stabiliți pentru prima etapă a procesului, etapă în care se rup legăturile edificiului complex.

BIBLIOGRAFIE

1. P. Tribunescu și Gh. Pârlea, Bul. Șt. și Tehnic I.P.T., 1964, t. 9, p. 23.
2. P. Tribunescu și Gh. Pârlea, Bul. Șt. și Tehnic I.P.T. 1965, t. 10, p. 89.
3. P. Tribunescu și Gh. Pârlea, Bul. Șt. și Tehnic I.P.T. 1967, t. 12, p. 71.
4. P. Pascal, *Nouveau traité de Chimie Minérale,* Masson-Paris 1960, t. XVIII, p. 686.
5. Kadleț O. și Dubinin M. M., Izv. Ac. Nauk. S.S.S.R. Otd. him. 1958, t. 9, p. 1031.
6. S. Roghinski și O. Todes, Acta Physicochim. U.R.S.S. 1940, t. 13, p. 803.
7. E. S. Freeman și B. Carol, Journ. Phys. Chem., 1958, t. 62, p. 394.
8. N. N. Horovitz și G. Mutzger, Analyt. Chem., 1963, t. 35, p. 1964.
9. H. C. Andersen, Journ. Polym. Sci., 1964, t. 57, p. 175.
10. C. K. Chatteryn, Journ. Polymer Sci., 1965, t. 58, p. 4253.
11. G. O. Pilvian și O. S. Novikova, Jurnal Neorg. Him., 1967, t. 12, p. 602.

КИНЕТИКА ТЕРМИЧЕСКОГО РАЗЛОЖЕНИЯ ГЕКСАКОБАЛЬТИЦИАНИДА ОДНО- И ДВУХВАЛЕНТНЫХ МЕДИ И РТУТИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается кинетика термического разложения комбинаций: $Mn_3[Co(CN)_6]_2$, $Cd_3[Co(CN)_6]_2$, $Zn_3[Co(CN)_6]_2$. Определив уравнение скорости реакции, можно было расчитать постоянные скоростей реакции при разных температурах для каждой комбинации в отдельности. По зависимости скоростей постоянной от температуры расчитаны энергии активации соответствующие каждой комбинации.

Также установлен механизм термического распада вышеуказанных комбинаций.

LA CINÉTIQUE DE LA DÉCOMPOSITION THÉRMIQUE DES HEXACYANOCOBALTIATES DE Mn^{2+}, Cd^{2+} ET Zn^{2+}

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on a étudié la cinétique de la décomposition thérmique des combinaisons: $Mn_3[Co(CN)_6]_2$, $Cd_3[Co(CN)_6]_2$ et $Zn_3[Co(CN)_6]_2$. En utilisant une équation appropriée on a calculé les paramétres cinétiques de la réaction de décomposition thérmique pour les trois combinaisons. Les valeurs des énergies d'activation sont sensibilement proches. On propose aussi un mécanisme de réaction pour la décomposition thérmique.

CINETICA REACȚIEI DE IODURARE A ACETONEI CATALIZATĂ DE IONII Co^{2+}

DE

P. TRIBUNESCU și A. CHIRIAC

Reacția de halogenare a acetonei a fost prima reacție pentru care s-a stabilit exact existența catalizei generale acid-bază. Studiindu-se reacția de halogenare a cetonelor, catalizată de acizi, s-a dovedit că viteza de reacție nu depinde de concentrația halogenului și nu se schimbă la înlocuirea unui halogen cu altul [1]. Aceasta a condus la presupunerea că stadiul determinant de viteză, în reacția de halogenare a acetonei îl constituie faza de enolizare a acesteia, reacția de legare a halogenului decurgînd rapid [2].

Mecanismul prototropic admis în prezent pentru halogenarea acetonei catalizată de acizi presupune că, în stadiul inițial acetona acceptă un proton de la acid :

$$HA + CH_3COCH_3 \underset{k_{-1}}{\overset{k_1}{\rightleftharpoons}} CH_3\overset{\overset{O^+H}{\|}}{C}CH_3 + A^-$$

ionul format cedînd în stadiul următor protonul unei baze prezente în soluție :

$$CH_3\overset{\overset{O_+H}{\|}}{C}=CH_2 + B \xrightarrow{k_2} CH_3-\overset{\overset{OH}{|}}{C}=CH_2 + BH^+$$

In continuare are loc fixarea rapidă a halogenului de către forma enolică a cetonei :

$$CH_3-\overset{\overset{OH}{|}}{C}=CH_2 + X_2 \xrightarrow{k_3} CH_3-\overset{\overset{HO\quad X}{\diagup\quad\diagdown}}{C}-CH_2X$$

$$CH_3-\overset{\overset{HO\quad X}{\diagup\quad\diagdown}}{C}-CH_2X \xrightarrow{k_4} CH_3-\overset{\overset{O}{\|}}{C}-CH_2X$$

Ca urmare, viteza reacției de halogenare va fi egală cu viteza de enolizare [3], și în cazul reacției de iodurare a acetonei, rolul iodului se reduce la fixarea formei enolice, care se formează, și în consecință viteza de dispa-

riție a iodului măsoară viteza de formare a formei enolice, adică viteza globală a procesului.

Rice [4] studiind aspectul cantitativ al reacției de iodurare a acetonei propune pentru viteza de reacție următoarea expresie :

$$\frac{dx}{dt} = k_1 (c_{AH}+x)(c_{ac}-x)$$

unde :

c_{AH} este concentrația acidului, în echiv. gr./litru ;
c_{ac} — concentrația acetonei, în mol/litru ;
x — concentrația iodului reacționat, în mol/litru.

Relația de mai sus evidențiază însă numai aspectul autocatalitic, neținînd seama și de caracterul ei reversibil. Ca urmare calculul constantei de viteză dă valori care variază în timp pentru reacția urmărită.

Lucrînd după metoda concentrațiilor staționare, pentru combinația intermediară, expresia indicată [2], pentru viteza de reacție este :

$$\frac{dc_{enol}}{dt} = \frac{k_1 \cdot k_2 \cdot c_{AH} \cdot c_{ac} \cdot c_B}{k_{-1} \cdot (Ac_{A^-} + k_2 \cdot c_B)}$$

expresie care în cazul cînd :

$$k_{-1} \cdot c_{A^-} \gg k_2 \cdot c_B$$

devine :

$$\frac{dc_{enol}}{dt} = \frac{k_1 \cdot k_2 \cdot K}{k_{-1}} \cdot c_{BH^+} \cdot c_{ac}$$

K — fiind constanta de echilibru referitoare la reacția :

$$BH^+ + A^- \rightleftharpoons HA + B$$

Studiind reacția de bromurare a esterului acetil-acetic, Pederson [5] a găsit că ionii de Cu^{2+}, în concentrație mică, catalizează puternic această reacție. De asemenea în literatură este descris un procedeu de halogenare a compușilor enolizabili, cu clorură sau bromură de cupru (II), în dimetilformamidă [6].

Plecînd de la aceste constatări experimentale, ca și de la faptul că în general ionii metalelor pot cataliza multe din reacțiile catalizate de acizi Broensted, putînd fi priviți ca acizi Lewis, în lucrarea de față ne-am propus să urmărim influența pe care o manifestă ionii metalici în reacția de iodurare a acetonei, și anume efectul ionilor Co^{2+} .

S-au cercetat diferite amestecuri de reacție, în care s-a modificat concentrația catalizatorului — luat sub formă de acetat, pentru a se asigura tamponarea soluției în timpul reacției — concentrațiile de lucru și rapoarturile molare fiind prezentate în tabelele 1 și 2.

Viteza reacției de iodurare s-a urmărit spectrofotometric, cu spectrofotometrul UNICAM SP-800, ținînd seama de cele arătate mai sus, și anume că viteza globală a reacției este dată de viteza de dispariție a iodului. De-

Tabelul 1

Proba	Iod mol/l	KI mol/l	Acetonă mol/l	Cobalt acetat echiv.gr./l
1	$7,14 \cdot 10^{-4}$	$15,06 \cdot 10^{-4}$	$1,071 \cdot 10^{-1}$	$2,856 \cdot 10^{-2}$
2	$5,263 \cdot 10^{-4}$	$10,91 \cdot 10^{-4}$	$0,786 \cdot 10^{-1}$	$3,154 \cdot 10^{-2}$
3	$4,166 \cdot 10^{-4}$	$8,69 \cdot 10^{-4}$	$0,625 \cdot 10^{-1}$	$3,333 \cdot 10^{-2}$
4	$1,852 \cdot 10^{-4}$	$3,91 \cdot 10^{-4}$	$0,277 \cdot 10^{-1}$	$3,704 \cdot 10^{-2}$

Tabelul 2

Proba	Iod moli	KI moli	Acetonă moli	Cobalt acetat echiv. gr.
1	1	2,11	150	40
2	1	2,11	150	60
3	1	2,11	150	80
4	1	2,11	150	200

terminările s-au făcut la $\lambda = 350$ mμ și temperatura de 28 °C. În figura 1 se arată dependența absorbției în funcție de timp, pentru amestecurile de reacție folosite.

Din curbele prezentate în figura 1 s-a calculat valoarea coeficientului molar de absorbție ε pentru fiecare amestec de reacție, prin folosirea absorbției inițiale obținută prin extrapolare, prin intermediul căruia s-au putut construi curbele x ca funcție de timp, unde x reprezintă cantitatea de iod reacționată. Folosind, pentru calculul constantei de viteză, formula lui Rice am obținut valori variabile în timp, fapt care indică existența și în cazul de față a unui proces reversibil. Ca urmare relația generală adoptată pentru viteza reacției de iodurare [7] a acetonei a fost:

$$\frac{dx}{dt} = k_1 \cdot (c_{ac} - x)(c_{cat} + x) - k_2 \cdot (c_{cat} + x)\, x$$

unde:

x este cantitatea de iod reacționată — mol/litru;
c_{ac} — concentrația inițială a acetonei — mol/litru;
c_{cat} — concentrația inițială a catalizatorului — echivalent gr/lt.

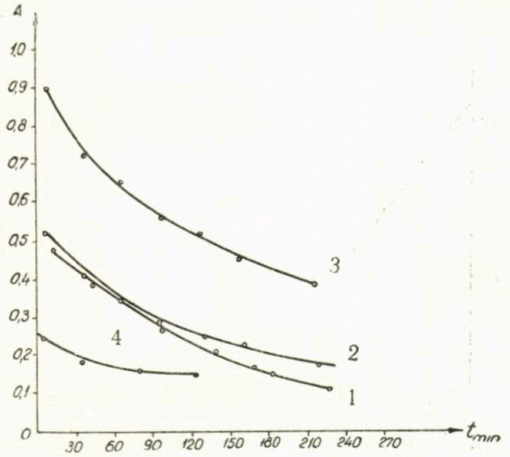
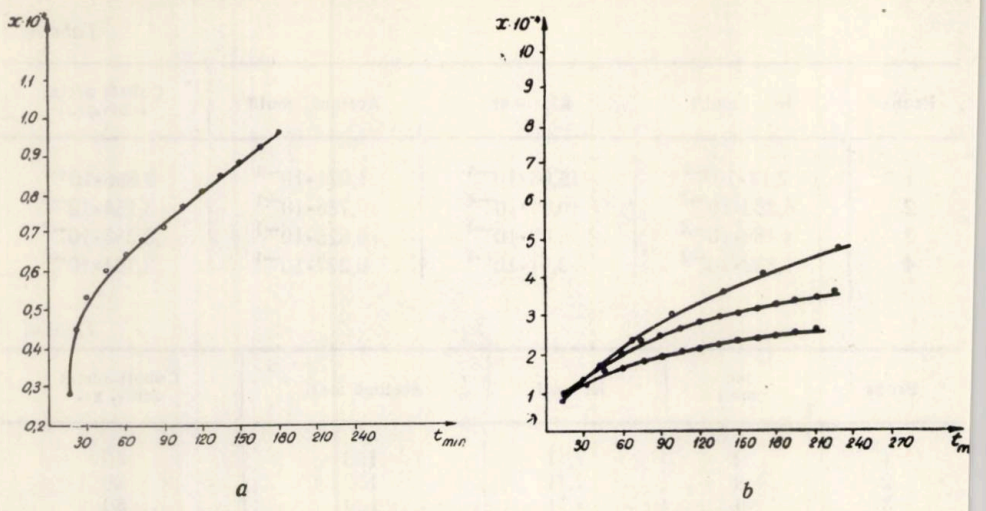


Fig. 1. Variația absorbției A în funcție de timp:
1 — $d = 2$ cm; 2 — $d = 0,2$ cm; 3 — $d = 0,5$ cm; 4 — $d = 0,5$ cm.



a *b*

Fig. 2 *a* și 2 *b*. Variația cantității acetonei reacționate în funcție de timp.

Calculul efectiv al constantei de viteză a fost făcut atît grafic cît și analitic. În primul caz cunoscînd că tangentele la curbele $x=f(t)$ reprezintă viteza de reacție la momentul respectiv, k_1 se determină ușor, ținînd seama că în perioada inițială, pentru $x=0$:

$$\frac{dx}{dt} = k_1 \cdot c_{ac} \cdot c_{cat} .$$

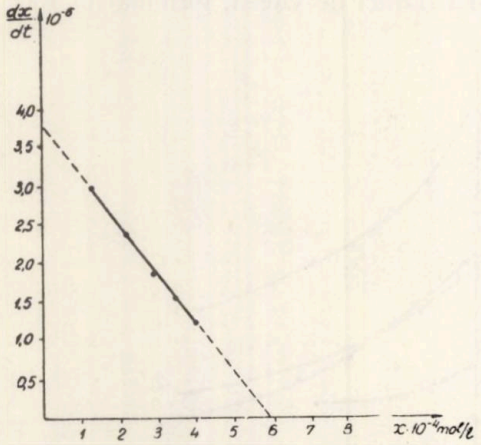


Fig. 3. Dependența vitezei de reacție de concentrația acetonei reacționate (amestecul 1)

$\left(\frac{dx}{dt}\right)_{x=0} = 3{,}8 \cdot 10^{-6}$; $x_e = 5{,}9 \cdot 10^{-4}$ mol/l.

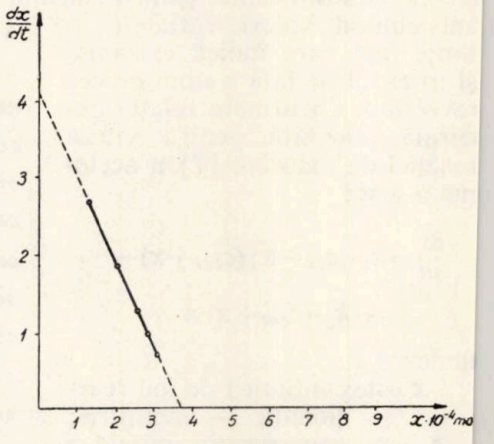


Fig. 4. Dependența vitezei de reacție d concentrația acetonei reacționate (amest cul 2)

$\left(\frac{dx}{dt}\right)_{x=0} = 4{,}05 \cdot 10^{-6}$; $x_e = 3{,}65 \cdot 10^{-4}$ mol/

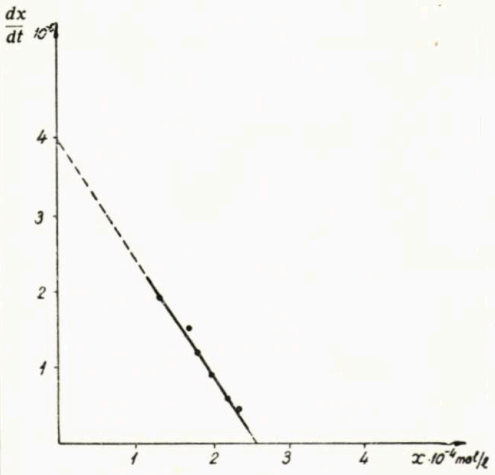


Fig. 5. Dependența vitezei de reacție de concentrația acetonei reacționate (amestecul 3)

$\left(\frac{dx}{dt}\right)_{x=0} = 3{,}9 \cdot 10^{-6}$; $x_e = 2{,}7 \cdot 10^{-4}$ mol/l.

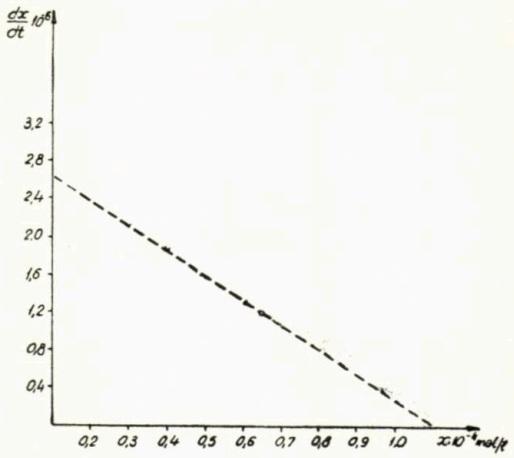


Fig. 6. Dependența vitezei de reacție de concentrația acetonei reacționate (amestecul 4).

$\frac{dx}{dt}_{x=0} = 2{,}5 \cdot 10^{-6}$; $x_e = 1{,}1 \cdot 10^{-4}$ mol/l.

Pentru a găsi viteza de reacție în perioada inițială, trebuie cunoscută dependența vitezei de reacție de concentrația acetonei reacționate, dependență care se obține din diferențierea grafică a curbei integrale $x = f(t)$.

Variația vitezei de reacție în raport cu acetona reacționată este redată în curbele din figurile 3—6.

Extrapolînd liniar pentru $x = 0$ obținem valoarea : $\left(\frac{dx}{dt}\right)_{x=0}$ din care

$$k_1 = \frac{1}{c_{cat} \cdot c_{ac}} \cdot \left(\frac{dx}{dt}\right)_{x=0}$$

Pentru calculul lui k_{-1} se determină valoarea lui x la care viteza de reacție este nulă, adică atunci cînd reacția ajunge la echilibru, situație în care avem :

$$k_{-1} = k_1 \cdot \left(\frac{c_{ac}}{x} - 1\right).$$

Efectuîndu-se calculele pentru cele două constante k_1 și k_{-1} s-au obținut valorile indicate în tabelul 3.

Tabelul 3

Proba	k_1 l/mol. min.	k_{-1} l/mol. min.
1	$1{,}24 \cdot 10^{-3}$	$2{,}194 \cdot 10^{-1}$
2	$1{,}64 \cdot 10^{-3}$	$3{,}926 \cdot 10^{-1}$
3	$1{,}89 \cdot 10^{-3}$	$4{,}479 \cdot 10^{-1}$
4	$2{,}58 \cdot 10^{-3}$	$6{,}001 \cdot 10^{-1}$

Pentru calculul analitic al constantelor de viteză ale reacției, s-a efectuat integrarea ecuației diferențiale admise pentru descrierea cinetică a procesului. Integrînd între limitele : 0 și t se obține :

$$k_1 = -\frac{2{,}303}{t\left(c_{ac}+c_{cat}+c_{cat}\cdot\frac{k_{-1}}{k_1}\right)}\left(\log\frac{c_{ac}-x-x\frac{k_{-1}}{k_1}}{c_{cat}+x}-\log\frac{c_{ac}}{c_{cat}}\right)$$

între k_1 și k_{-1} existînd relația :

$$\frac{k_{-1}}{k_1}=\frac{c_{ac}-x_e}{x_e}$$

x_e fiind concentrația de echilibru a iodacetonei formate.

Inlocuind k_{-1} în relația care dă pe k_1 și prin intermediul valorilor x_e, determinate din extrapolarea curbelor $x=f\left(\frac{1}{t}\right)$ pentru $t=\infty$ — figurile 7—10 — s-au calculat constantele de viteză k_1 și k_{-1}, care pentru temperatura de 28 °C au valorile arătate în tabelul 4.

Tabelul 4

Proba	x_e mol/l	k_1 l/mol. min.	k_{-1} l/mol. min.
1	$5{,}7\cdot10^{-4}$	$1{,}56\cdot10^{-3}$	$2{,}77\cdot10^{-1}$
2	$4{,}25\cdot10^{-4}$	$1{,}65\cdot10^{-3}$	$2{,}94\cdot10^{-1}$
3	$3{,}17\cdot10^{-4}$	$1{,}90\cdot10^{-3}$	$3{,}72\cdot10^{-1}$
4	$1{,}25\cdot10^{-4}$	$2{,}42\cdot10^{-3}$	$4{,}22\cdot10^{-1}$

Examinînd valorile celor două constante de viteză k_1 și k_{-1} arătate în tabelele 3 și 4, reiese că cele două metode folosite, grafică și analitică, dau rezultate concordante, care arată că ionii Co^{2+} exercită o acțiune catalitică în reacția de iodurare a acetonei, influență arătată de faptul că constantele de viteză — directă și inversă — cresc cu creșterea concentrației ionilor Co^{2+} în mediul de reacție.

Pentru a studia influența temperaturii asupra vitezei de reacție și a putea calcula energia de activare a reacției de iodurare a acetonei sub acțiunea catalitică a ionilor Co^{2+}, s-a urmărit cinetica acestei reacții — pentru amestecul reactant 1, din tabelul 1 — la temperaturile de 28, 31, 39 și 44 °C. Constantele de viteză, obținute pentru aceste temperaturi, sînt arătate în tabelul 5.

Tabelul 5

Temp. °K	k_1	k_{-1}	K
301	$1{,}46\cdot10^{-3}$	$2{,}77\cdot10^{-1}$	$5{,}25\cdot10^{-3}$
304	$1{,}56\cdot10^{-3}$	$3{,}14\cdot10^{-1}$	$4{,}90\cdot10^{-3}$
308	$1{,}61\cdot10^{-3}$	$3{,}63\cdot10^{-1}$	$4{,}43\cdot10^{-3}$
312	$1{,}66\cdot10^{-3}$	$4{,}03\cdot10^{-1}$	$4{,}13\cdot10^{-3}$
317	$1{,}71\cdot10^{-3}$	$4{,}54\cdot10^{-1}$	$3{,}80\cdot10^{-3}$

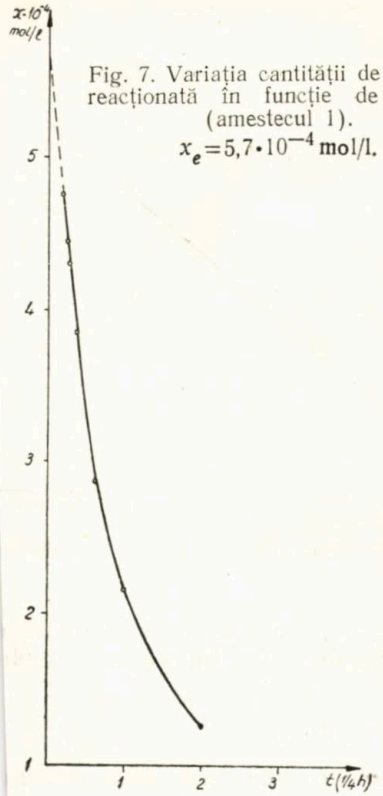


Fig. 7. Variația cantității de acetonă reacționată în funcție de 1/timp (amestecul 1).
$x_e = 5{,}7 \cdot 10^{-4}$ mol/l.

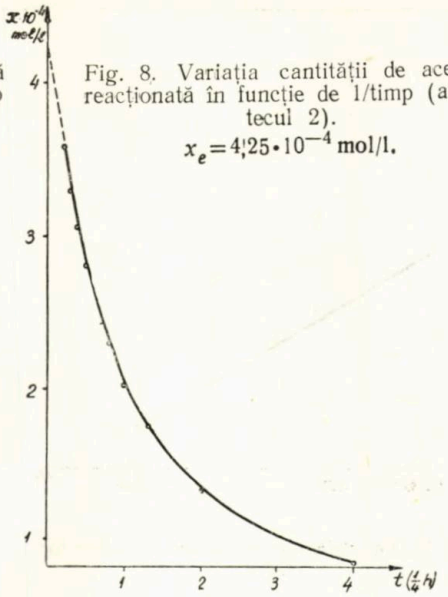


Fig. 8. Variația cantității de acetonă reacționată în funcție de 1/timp (amestecul 2).
$x_e = 4{,}25 \cdot 10^{-4}$ mol/l.

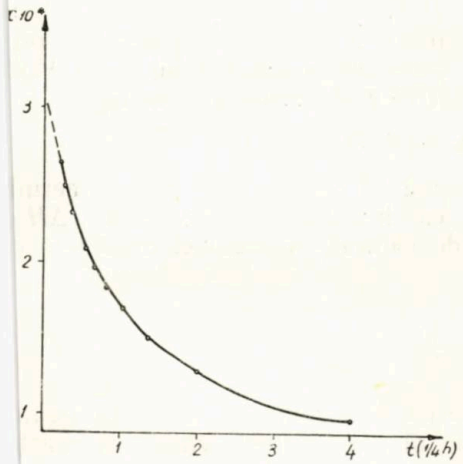


Fig. 9. Variația cantității de acetonă reacționată în funcție de 1/timp (amestecul 3).
$x_e = 3{,}175 \cdot 10^{-4}$ mol/l.

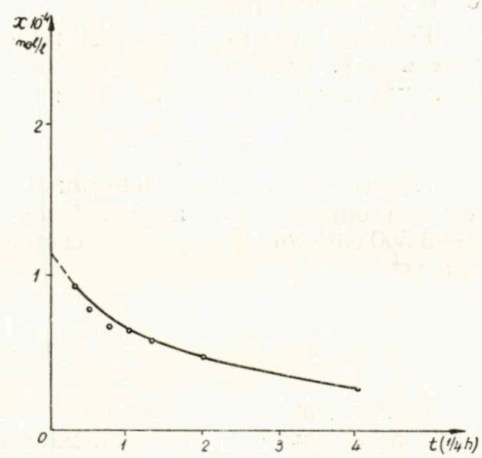


Fig. 10. Variația cantității de acetonă reacționată în funcție de 1/timp (amestecul 4).
$x_e = 1{,}1 \cdot 10^{-4}$ mol/l.

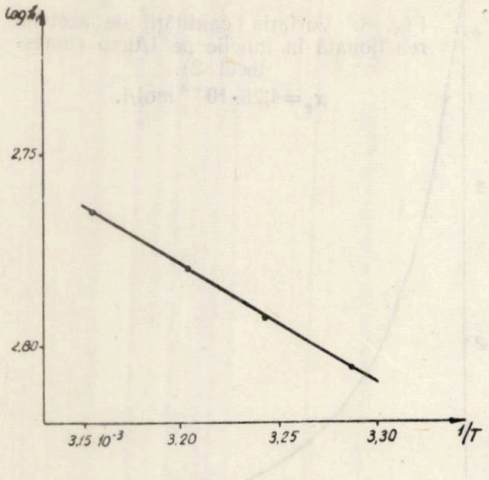


Fig. 11. Dependența de 1/Temp. a valorilor $\log k_1$.

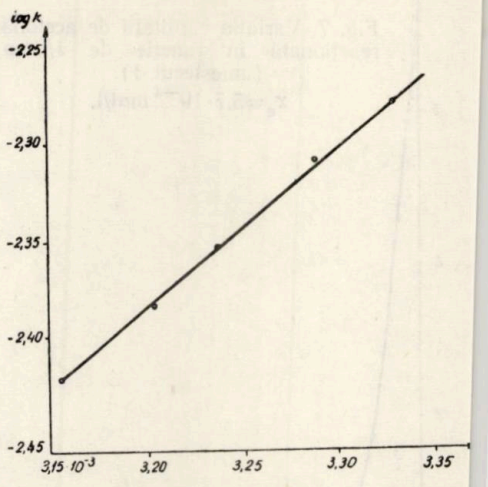


Fig. 12. Dependența de 1/Temp. a valorilo $\log K$.

Reprezentînd în figura 11 datele obținute pentru k_1 în coordonatel $\log k_1$—$1/T$ — corespunzător ecuației lui Arrhenius logaritmată — s-a ob ținut valoarea energiei de activare :

$$E = -2{,}303 \cdot \operatorname{tg} \alpha = 4\,060 \text{ cal/mol.}$$

Rezultatul obținut arată o energie de activare mai mică decît cea co respunzătoare aceleiași reacții catalizată de ioni H^+, a cărei valoare est de 16 500 cal/mol [7].

Folosind valorile constantei de echilibru K, arătate în tabelul 5, pri reprezentarea grafică — $\log K = f(1)T$ — conform ecuației lui van't Hof din panta dreptei figurii 12, s-a calculat efectul termic al reacției :

$$\Delta H = -2{,}303 \cdot R \cdot \operatorname{tg} \alpha = -4\,400 \text{ cal/mol.}$$

Efectul termic astfel determinat, arată că reacția este slab exoterm valoarea obținută este apropiată de cea indicată în literatură (ΔH = = —3 500 cal/mol) [7] pentru reacția de iodurare a acetonei catalizată d ionii H^+.

CONCLUZII

Studiul cinetic al reacției de iodurare a acetonei în prezența ionil Co^{2+}, arată existența efectului catalitic al acestor ioni, viteza de reacț crește odată cu creșterea concentrației în catalizator.

S-a stabilit că reacția are un pronunțat caracter reversibil, putîndu- calcula cele două constante de viteză ale procesului direct, k_1 și invers, k_-

Din dependența de temperatură a constantei de viteză k_1 s-a calculat energia de activare a procesului catalizat de ionii Co^{2+}, a cărei valoare este: $E = 4\,060$ cal/mol, mai mică decît în cazul reacției catalizate prin ioni H^+.

Efectul termic al reacției, calculat din dependența de temperatură a constantei de echilibru, egal cu —4 400 cal/mol, indică un slab caracter exoterm al procesului.

BIBLIOGRAFIE

1. Lapworth A., Journ. Chem. Soc., 85, 30, (1904).
2. Dawson H. M., Journ. Chem. Soc., 95, 1860, (1909).
3. Dawson H. M., Wheatley R., Journ. Chem. Soc., 97, 2048, (1910).
Dawson H. M., Ark H., Journ. Chem. Soc., 99, 1740, (1911).
Dawson H. M., Powis F., Journ. Chem. Soc., 101, 1503, (1912).
4. Rice F. O., Kilpatrick M. jr., Journ. Am. Chem. Soc., 45, 1401, (1923).
5. Pederson K. J., Acta Chem. Scand., 2, 252 și 365, (1948).
6. Kossower Ed., Cole W. J., Wu G. S., Cardy D. E., Meisters G., Journ. Org. Chem., 28, 630, (1963).
7. Sitilin M. S., Gorbacev V. S., Izvest. vîsh. Zavedenii him. i Tehn. him., 4, 755, (1961).

КИНЕТИКА РЕАКЦИИ АЦЕТОНА С ЙОДОМ КАТАЛИЗИРОВАННОГО ИОНАМИ Co^{2+}

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается каталитическое действие ионов Co^{2+} в реакции ацетона с иодом.

Определены константы скорости, прямой и обратной фракции, как графическим, так и аналитическим путём, используя соотношение в котором имеется в виду обратный характер процесса.

Полученные значения констант скорости для разных концентрации катализатора, показывает, что фракционная скорость возврастает с повышением концентрации ионов Co^{2+}. Следя за реакционной скоростью в интервале температур от 28° до 44 °С, было возможно определение активированной энергии и получено $E = 4060$ Кал/моль.

На основании зависимости константы равновесия от температуры был расчитан термический эффект процесса и получено в значение $\Delta H = -4400$ Кал/моль.

LA CINÉTIQUE DE LA RÉACTION DE IODIFICATION DE L'ACÉTONE, CATALYSÉE PAR LES IONS Co^{2+}

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on a étudié l'action catalytique des ions Co^{2+} dans la réaction de iodification de l'acétone. On a mesuré les constantes de vitesse, directe et inverse, par une méthode graphique et analytique, en utilisant une équation établiée pour une réaction équilibrée. Las valeurs des constantes de vitesse augmentent avec la concentration des ions Co^{2+}. Par l'étude de la vitesse de réaction dans l'intervalle de température : 28—44 °C, on a calculé l'énergie d'activation, $E = 4\,060$ cal/mol. Avec les valeurs de la constante d'équilibre en fonction de température on a calculé aussi l'enthalpie de la réaction, $\Delta H = -4\,400$ cal/mol.

CONSIDERAȚII ASUPRA ASIMETRIEI CURENTULUI PRINCIPAL ȘI APARIȚIEI CURENȚILOR SECUNDARI IN CAMERA SPIRALĂ

DE

I. ANTON, I. FITERO

1. INTRODUCERE

Camera spirală constituie o parte importantă în ansamblul unei mașini hidraulice. Indiferent că este vorba de turbine, de pompe sau ventilatoare în camerele spirale au loc pierderi de energie hidraulică, care influențează sensibil randamentul întregii mașini.

Ca urmare a acestui fapt, stabilirea formei optime pentru camera spirală a constituit o preocupare permanentă a constructorilor și a celora ce exploatează mașinile hidraulice.

Pînă în prezent însă cunoașterea condițiilor reale de scurgere ale fluidelor în camera spirală n-a putut fi complet cunoscută, spre a oferi constructorilor o metodă de calcul exactă.

Imaginea mișcării apei în camera spirală obținută prin suprapunerea unei mișcări circulare (vîrtej) și a unei surse pozitive (izvor) sau negative (absorbție) corespunzătoare mișcării potențiale, este departe de realitate. Aceasta face ca liniile de curent să nu corespundă cu spiralele logaritmice și ca urmare cîmpul de presiuni și viteze, să nu fie uniform distribuit de-a lungul rotorului.

Abaterea curentului principal de la forma sa teoretică — corespunzătoare mișcării potențiale — se datorește existenței unor curenți secundari care își fac apariția în camerele spirale în cazul curgerii fluidelor reale. Cunoașterea în profunzime a acestor mișcări secundare va constitui un auxiliar prețios în stabilirea unei metodici sigure de calcul hidraulic al camerelor spirale.

2. STADIUL CERCETĂRILOR PRIVIND MIȘCĂRILE SECUNDARE IN CAMERA SPIRALĂ

Marea majoritate a studiilor făcute pînă în prezent asupra camerelor spirale au plecat de la ipoteza fluidului perfect și a curgerii potențiale [1], [2], [3], [8]. In aceste cazuri curgerea secundară n-a putut să apară deoarece cauza ei este frecarea în mediile fluide reale.

---

* Rezultate comunicate la Sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T., la data de 12 mai 1968.

Existența curenților secundari în camerele spirale a fost subliniată în puține lucrări și aproape exclusiv în cazul pompelor [4], [5], [6].

In cazul turbinelor singurele indicații privind mișcările secundare din camerele spirale — și acelea destul de vagi — se întîlnesc în lucrarea [7].

Deoarece mișcările secundare în camerele spirale ale turbinelor sînt aproape inexistente în literautra de specialitate credem că atacarea și lămurirea acestei probleme va contribui la o mai bună cunoaștere a fenomenului de curgere prin acestea.

3. DESCRIEREA STAȚIUNII DE LUCRU

Pentru efectuarea măsurătorilor necesare studiului camerei spirale s-a folosit un aerostand, prezentat schematic în fig. 1.

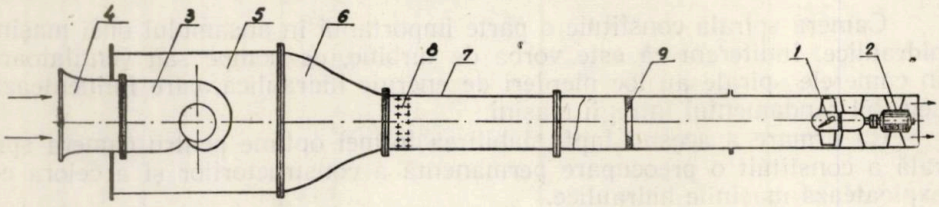


Fig. 1. Schema aerostandului folosit.

Ventilatorul axial (*1*) acționat de către electromotorul (*2*) aspiră aerul atmosferic din mediul înconjurător prin camera spirală model (*3*). Pentru a realiza o maximă uniformitate a cîmpului hidrodinamic în camera spirală, s-a plasat un confuzor (*4*) înaintea acesteia. După ieșirea din camera spirală aerul trece printr-o conductă scurtă, avînd rolul de tub de aspirație, în rezervorul de presiune (*5*) în vederea ridicării omogenității curentului, iar de aici prin confuzorul (*6*) și conducta dreaptă (*7*) se reîntoarce din nou în atmosferă.

In conductă se mai află un grătar (*8*) și o diafragmă (*9*) necesară determinării debitului vehiculat prin aerostand.

4. DESCRIEREA CAMEREI SPIRALE INCERCATE. ACCESORIILE ACESTEIA

Cercetările experimentale au fost efectuate pe o machetă de cameră spirală, avînd secțiunea trapezoidală și unghiul de înfășurare $\varphi = 225°$, care a fost dimensionată prin metoda grafo-analitică pentru condițiile hidraulice de la Porțile de Fier. Aspectul general al camerei se poate vedea în fig. 2, iar dimensiunile de gabarit și detaliile constructive sînt date în lucrarea [10].

Plafonul superior și inferior al camerei a fost realizat din plexiglas spre a oferi condiții favorabile vizualității și filmării scurgerii. Rigidizarea camerei a fost obținută în spre exterior prin pereți de tablă, iar în spre

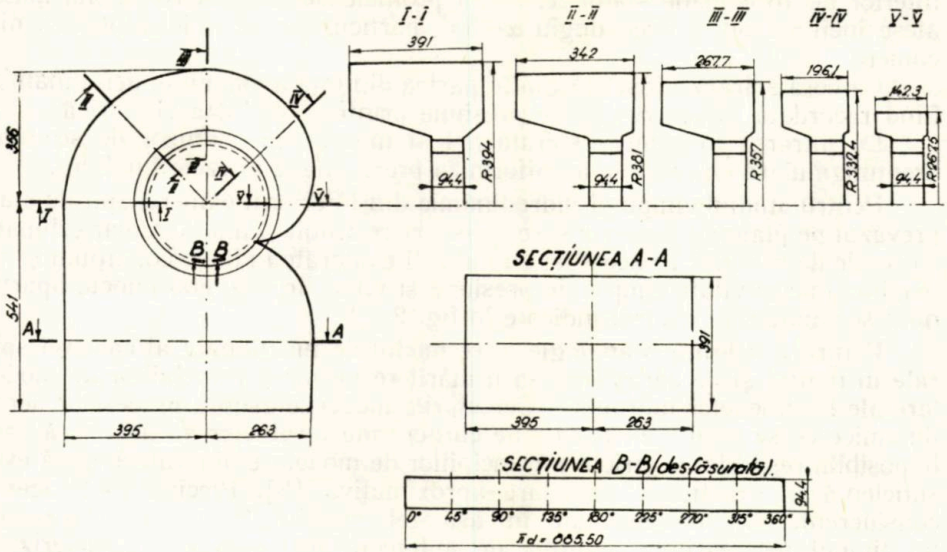


Fig. 2. Camera spirală cu forma şi dispoziţia secţiunilor de control.

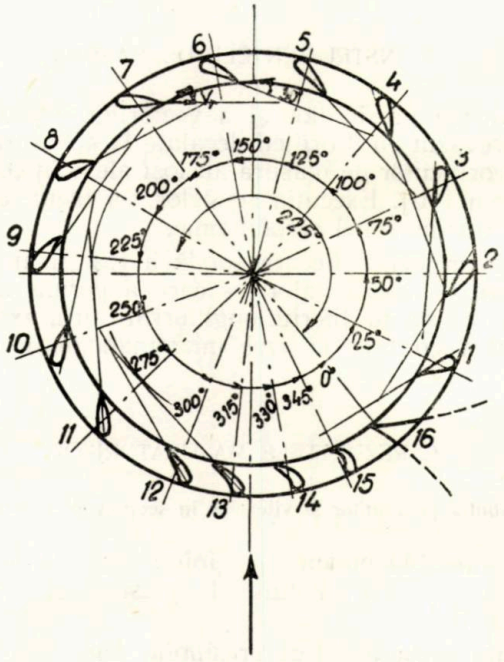


Fig. 3. Forma şi dispoziţia paletelor antestatorice.

interior de 16 coloane statorice, avînd profilele de minimă rezistență astfel alese încît să dea același unghi $\alpha=30°$, particulelor de fluid la ieșirea din cameră.

Camera spirală a fost plasată în partea din față a standului aerodinamic, fiind racordată la rezervorul de presiune printr-o conductă cilindrică.

La intrarea în camera spirală a fost montat un confuzor de secțiune dreptunghiulară cu rolul de a uniformiza presiunile și vitezele fluidului.

Pentru studiul cîmpului hidrodinamic din interiorul camerei spirale s-au prevăzut pe plafonul superior șase culisoare rectilinii și unul circular echipate cu sonde de măsură. În acest fel au putut fi explorate în bune condițiuni și cu maximă operativitate cîmpul de presiune și viteze în cca. 800 puncte aparținînd secțiunilor de control indicate în fig. 2,

Pentru a asigura o analogie între modul de funcționare al camerei spirale în natură și pe aerostand s-a urmărit respectarea principiilor de modelare ale fenomenelor hidraulice. Cercetările moderne asupra proceselor aerodinamice ce se produc în părțile de curgere ale turbinelor au arătat că este imposibilă respectarea strictă a principiilor de modelare hidraulică, și că este suficientă în practică o modelare aproximativă [8]. Plecînd de la aceste considerente s-a dimensionat în așa fel standul încît să asigure în tot timpul încercărilor condițiile de automodelare după Re, caracterizate prin $Re > 10^5$, iar valorile obținute pentru numerele Re să nu fie mai mici de (2—3)Re realizate la modelarea în apă.

5. INSTRUMENTELE DE MĂSURĂ

Pentru măsurarea presiunilor și a vectorilor viteză s-a ales tipul de sondă cilindric, prevăzut cu 3 orificii decalate la 45° între ele. Dimensiunile sondei, inclusiv a orificiilor de măsură au fost alese în conformitate cu indicațiilor din lucrarea [10]. Execuția sondelor s-a făcut în atelierul catedrei, iar etalonarea lor într-un tunel aerodinamic.

În vedera măsurătorilor fiecare sondă a fost fixată într-un dispozitiv special de prindere — coordonator — care a permis deplasarea acesteia în plan vertical și rotirea cu diferite unghiuri în jurul axei sale. Orificiile de măsurare au fost racordate la trei micromanometre cu braț înclinabil (fig. 4.)

6. REZULTTELE MĂSURĂTORILOR

a. Distribuția presiunilor și vitezelor în secțiunea de intrare $A—A$

Au fost explorate 144 puncte aparținînd secțiunii de intrare a camerei spirale. Rezultatele sondării cîmpului de presiuni și viteze se pot urmări în graficele din fig. 5.

Analiza acestor curbe arată că presiunile statice au valorile maxime în apropierea pereților camerei. Astfel pentru $h=10$ mm (fig. 5 *a*) valorile pre-

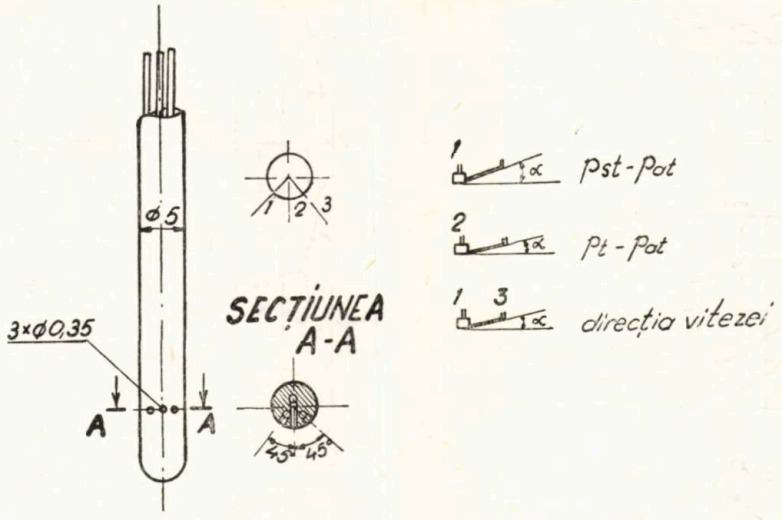


Fig. 4. Sonda cilindrică cu schema de racordare a micromanometrelor.

siunii statice relative au fost cuprinse între —0,8 și —1,5 mm alc. Ele au scăzut continuu spre mijlocul camerei ajungînd în jur de —4,5 mm alc. la înălțimea de 500 mm (fig. 5 *e*) pentru ca în vecinătatea peretelui superior să crească din nou, însă numai pînă la —3,5 mm alc (fig. 5 *g*).

Presiunea totală $p_t - p_{at}$ în apropierea peretelui lateral inferior a avut valori foarte apropiate de acele ale presiunii statice; drept urmare viteza curentului aici a fost destul de mică 1,5 m/s (fig. 5 *a*).

În spre peretele superior presiunea totală a crescut, astfel că la $h = 500$ mm s-a apropiat de valoarea zero. Aci s-au obținut prin urmare vitezele maxime din secțiunea de intrare, de cca. 7,5 m/s (fig. 5 *e*). În continuare presiunea totală a scăzut, iar odată cu ea și viteza, ajungînd în vecinătatea peretelui lateral superior de aproximativ 5,5 m/s. În concluzie, cîmpul hidrodinamic la intrarea în camera spirală nu a fost uniform. Astfel de-a lungul lui „*h*" au existat variații sensibile ale acestor mărimi cifrate la 3 mm alc. pentru presiunea statică și la 6 m/s pentru viteze. De-a lungul camerei aceste variații au fost mai mici atît pentru presiunea statică — cca. 1 mm alc. — cît și pentru viteze — cca. 3 m/s.

b. Distribuția presiunilor și vitezelor în secțiunea de ieșire *B—B*

S-a considerat ca secțiunea de ieșire secțiunea cilindrică *B—B* luată imediat după antestator și corespunzînd lui $\phi = 282$ mm.

În graficul din fig. 6 sînt prezentate valorile obținute pentru presiunea relativă statică și totală, respectiv pentru viteză, pe suprafața cilindrică de control, corespunzătoare mijlocului înălțimii antestatorului „b_0".

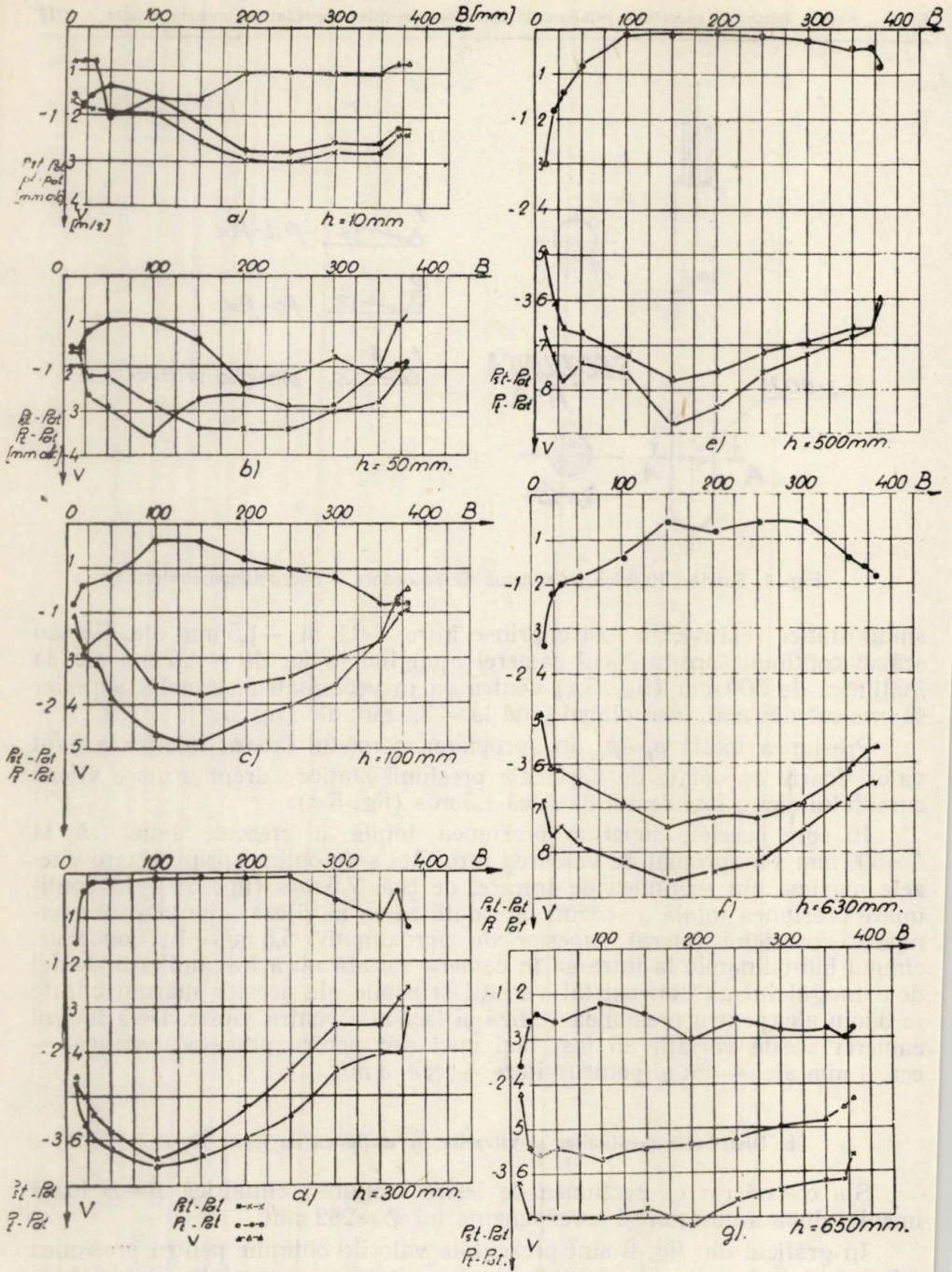


Fig. 5. Distribuția presiunilor și vitezelor în secțiunea de intrare *A—A*.

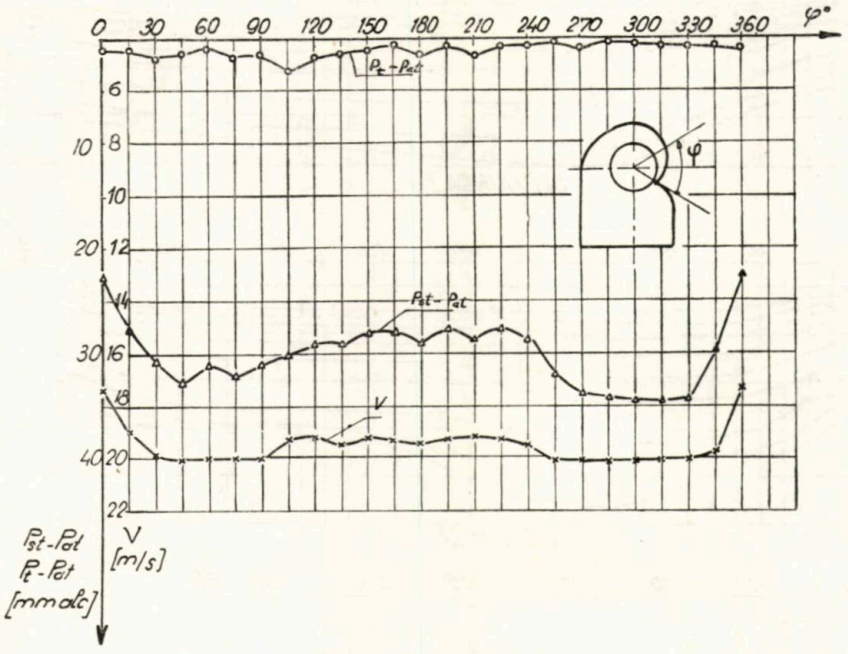


Fig. 6. Distribuția presiunilor și vitezelor în secțiunea de ieșire *B—B*.

Se poate vedea că repartiția presiunii statice pe suprafața *B—B* nu a fost uniformă. Ea a avut valoarea maximă în dreptul limbii camerei —22,5 mm alc. și valori mai mici în porțiunea nespiralată —35 mm alc. Spre deosebire de aceasta presiunea totală are un caracter destul de uniform, variațiile sale fiind cuprinse între 1—3 mm alc. Viteza a rămas de asemenea destul de constantă fiind cuprinsă între 19—20 m/s, cu excepția zonei din dreptul limbii spiralei unde a înregistrat abia valoarea de 17,3 m/s.

Rezultă deci că, nici la ieșirea din cameră condițiile de uniformitate ale cîmpului hidrodinamic nu sînt pe deplin satisfăcute.

c. Distribuția presiunilor și vitezelor în secțiunile intermediare I—V

Pentru a avea un tablou cît mai complet asupra fenomenului de curgere prin camera spirală, în afară de secțiunile de la intrare și ieșire, s-au mai făcut măsurători și în alte cinci secțiuni de control, plasate în porțiunea spiralată a camerei la distanță unghiulară de 45° una de alta. În fig. 7 sînt prezentate curbele de presiune statică în cele cinci secțiuni meridiane.

În fiecare secțiune se pot urmări variațiile presiunii statice după lățimea camerei spirale, pentru diverse raze luate ca parametru. Se constată că la fiecare secțiune de control presiunea statică este destul de uniformă în apropierea pereților laterali, unde de altfel prezintă și valorile maxime

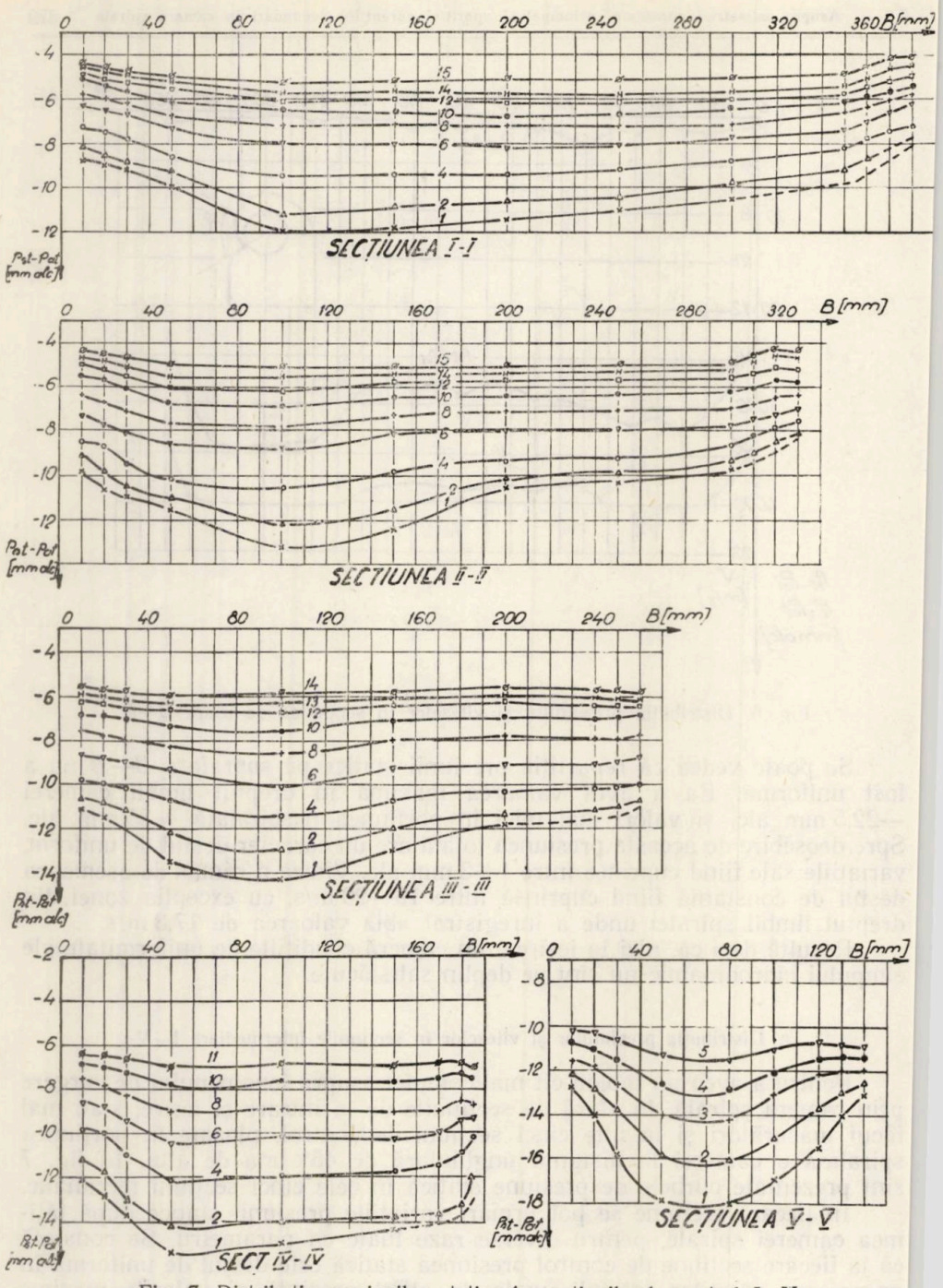


Fig. 7. Distribuția presiunilor statice în secțiunile de control I—V.

(curbele *15* secț. I și II, *14* secț. III, *11* secț. IV și *5* secț. V). Ea scade ca valoare în spre ieșirea din cameră și devine tot mai neuniformă (curbele *1* în toate secțiunile).

De subliniat de asemeni că valorile minime pentru presiunea statică, indiferent de secțiunea de control și de valoarea razei corespund cu zona statorului.

În fig. 8 este redată distribuția vitezelor în trei din cele cinci secțiuni de control. Se constată că vitezele cresc în spre mijlocul camerei și înspre ieșirea din cameră, scăzînd către pereți. De fapt acolo ar trebui să devină zero, deoarece : $(p_t - p_{at}) - (p_{st} - p_{at}) = \rho \frac{V^2}{2} = 0$.

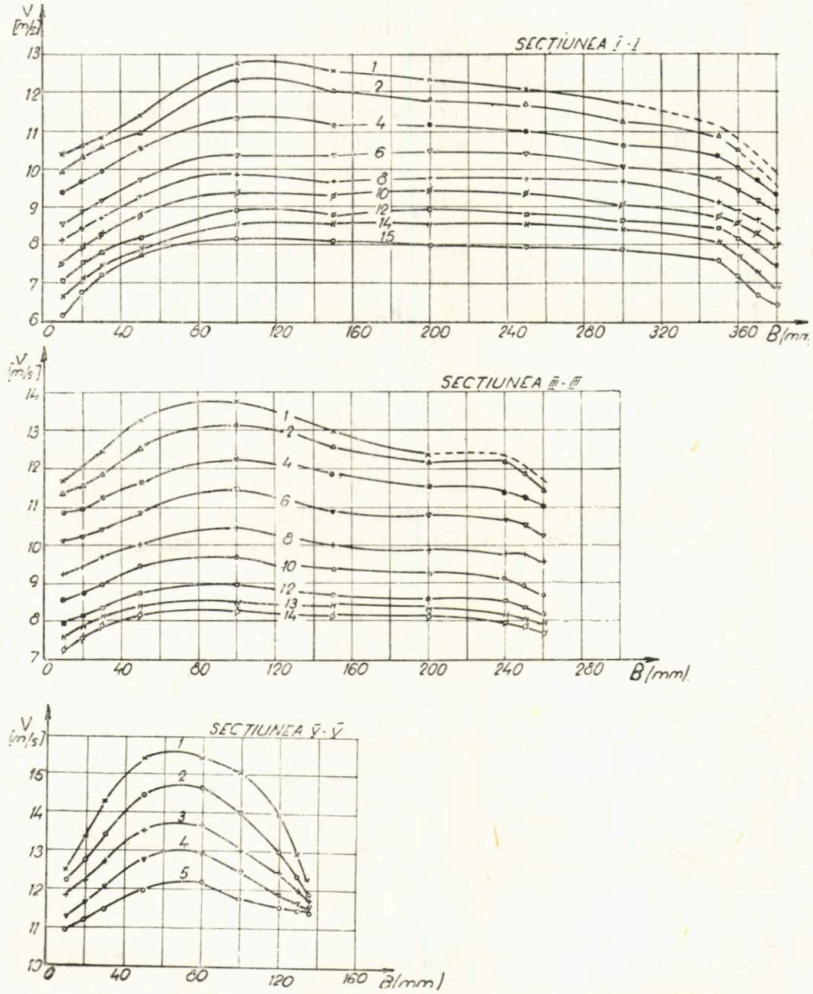


Fig. 8. Distribuția vitezelor în secțiunile de control I—III—V.

Se vede de asemenea că vitezele cresc începînd din secțiunea I—I înspre secțiunea V—V, unde s-au obținut valorile cele mai mari, de cca. 15,5 m/s.

7. MIȘCAREA SECUNDARĂ IN CAMERA SPIRALĂ

Din punct de vedere teoretic mișcarea fluidului în camera spirală a turbinelor hidraulice poate fi considerată ca rezultată din suprapunerea centrică a unei mișcări circulare peste o absorbție. Ca urmare liniile de curent vor avea forma geometrică a unor spirale logaritmice, ce caracterizează mișcarea principală din camera spirală.

Dacă se presupune că întreg mediul de curgere din camera spirală evoluează după astfel de linii de curent atunci cîmpul hidrodinamic la ieșirea din cameră va fi uniform distribuit pe întreaga periferie a aparatului director. Aceasta ar conduce la o repartiție constantă a debitului de-a lungul circomferinței rotorului, deci la condiții ideale de lucru ale acestuia.

In realitate însă acest lucru nu se întîmplă, curgerea prin camera spirală abătîndu-se de la modelul mișcării potențiale. Caracterul real al curgerii face ca liniile de curent să devieze de la forma spiralelor logaritmice, în special în zona stratului limită, generînd o mișcare secundară.

P. Kettner în lucrarea [6] subliniază existența celor două mișcări în camera spirală a pompelor, dar le definește inexact. Astfel el consideră mișcarea principală ca fiind normală secțiunii meridiane și definită de relația $V_u \cdot r = ct$, iar mișcarea secundară dispusă în planul secțiunii și definită de componentele meridionale V_r.

Considerăm că este mai just a defini mișcarea principală ca fiind aceea ce evoluează după spiralele logaritmice, particulele de fluid avînd vitezele $\bar{v} = \bar{v}_u + \bar{v}_r$. Mișcarea secundară va apare tot în planul secțiunii meridiane, dar la formarea ei va contribui numai o parte a componentei meridionale. Așa dar pentru cunoașterea mișcării secundare a trebuit să se

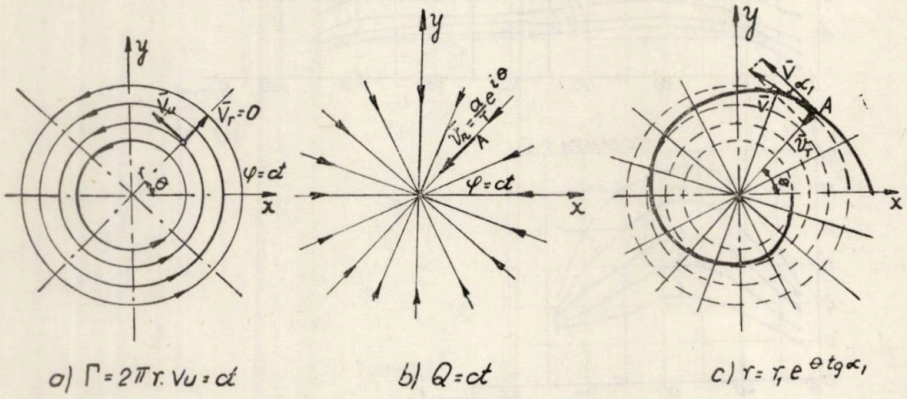


Fig. 9. Imaginea mișcării principale în camera spirală.

urmărească variația componentelor V_r în diferitele puncte ale suprafețelor de control. Valoarea acestor componente a putut fi ușor determinată cunoscîndu-se din măsurătorile anterioare, în fiecare punct sondat, mărimea și direcția vectorului viteză. S-a constatat că aceste componente meridionale iau atît valori pozitive cît și valori negative. Tabloul de variație al componentelor V_r în funcție de lățimea B a camerei, pentru diferite valori ale razei și pentru diferitele secțiuni de control, este redat în fig. 10.

Analizînd distribuția componentelor de viteză V_r în prima secțiune de control — secțiunea I—I — se constată următoarele: înspre ieșirea din camera spirală valorile lui V_r sînt negative pentru B cuprins între 0 și 35 mm, apoi pozitive între $35 \leqslant B \leqslant 175$ și din nou negative pentru $B > 175$ mm (fig. 10 II *a*, *b*). Zona valorilor pozitive corespunde cu zona de intrare în stator, subliniind aci existența unui nucleu ce trece înspre aparatul director. Pe măsură ce se apropie de peretele lateral al camerei componentele pozitive sînt din ce în ce mai mici (fig. 10 I, *c*, *d*, *e*, *f*) pentru ca în vecinătatea peretelui lateral să lipsească complet (fig. 10 I, *g*, *h*). Aceeași lege o urmează componentele meridionale și în secțiunea de control II—II (fig. 10 II).

In restul secțiunilor III, IV și V, componentele meridionale primesc, indiferent de valoarea lui *r*, numai valori pozitive în spre plafonul superior și valori negative spre cel inferior (fig. 10 III, IV și V).

Din toate aceste curbe se constată că valorile pozitive ale componentelor V_r cresc începînd din secțiunea I—I către secțiunea V—V, iar în cadrul aceleiași secțiuni de control scad odată cu mărirea lui „*r*". Distribuția lui V_r nu este simetrică de-a latul camerei spirale în nici una din cele cinci secțiuni de control.

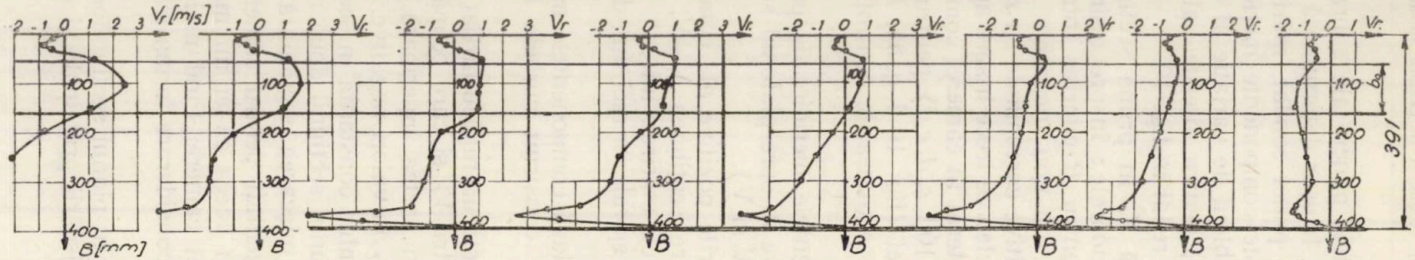
Pentru a ilustra cît mai bine felul cum variază componentele meridionale V_r în diferitele secțiuni de control s-au construit curbele izotahe $V_r = \text{ct.}$

Se observă că în absolut toate secțiunile există un nucleu dirijat înspre ieșirea din cameră, care are valori pozitive pentru V_r și care ocupă aproximativ partea centrală a secțiunii respective. In partea superioară și mai ales în partea de jos a secțiunii componentele V_r au valori negative.

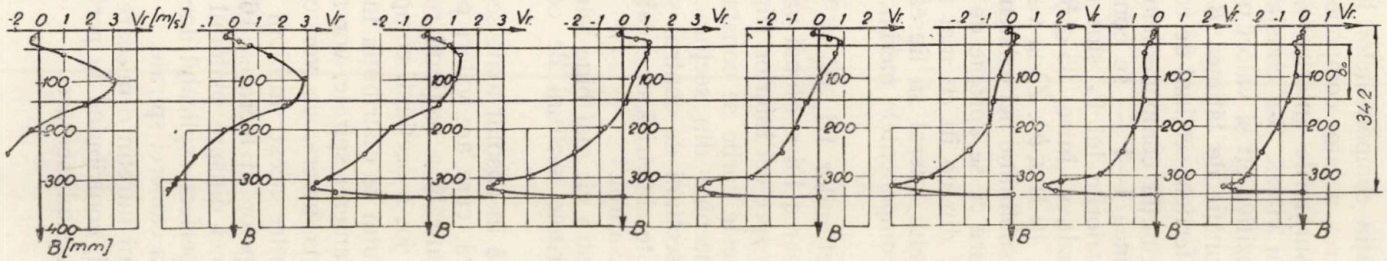
Datorită faptului că distribuția lui V_r nu rămîne constantă în secțiunile meridionale ale camerei spirale, vor apare în planul secțiunii două mișcări de rotație în sens invers, ce vor caracteriza mișcarea secundară.

Deosebirea între acești turbioni și cei prezentați pentru camerele de refulare ale pompelor în lucrarea [6] constă în aceea că ei nu mai sînt egali și anume, cel dinspre plafonul superior al camerei fiind mai mare. Acest lucru este perfect explicabil dacă se ia în considerare forma trapezoidală nesimetrică a camerei spirale.

Acești turbioni întreține o mișcare secundară în planul secțiunilor meridiane ale camerei, contribuind la perturbarea mișcării principale și deci la pierderi hidraulice suplimentare.



I - Variatia lui Vr in sectiunea I - I



II - Variatia lui Vr in sectiunea II - II

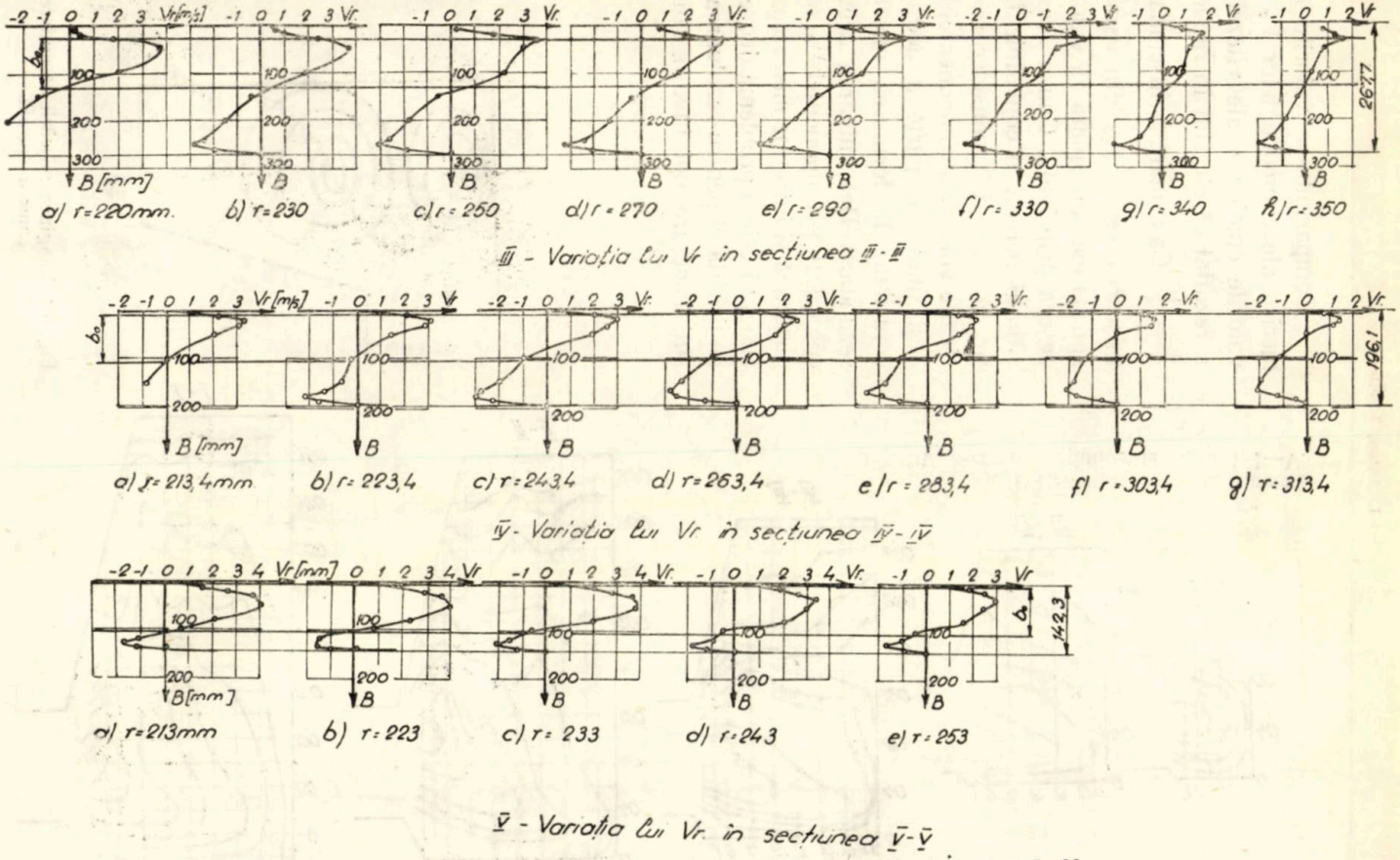


Fig. 10. Variația componentelor meridionale V în secțiunile de control I—V.

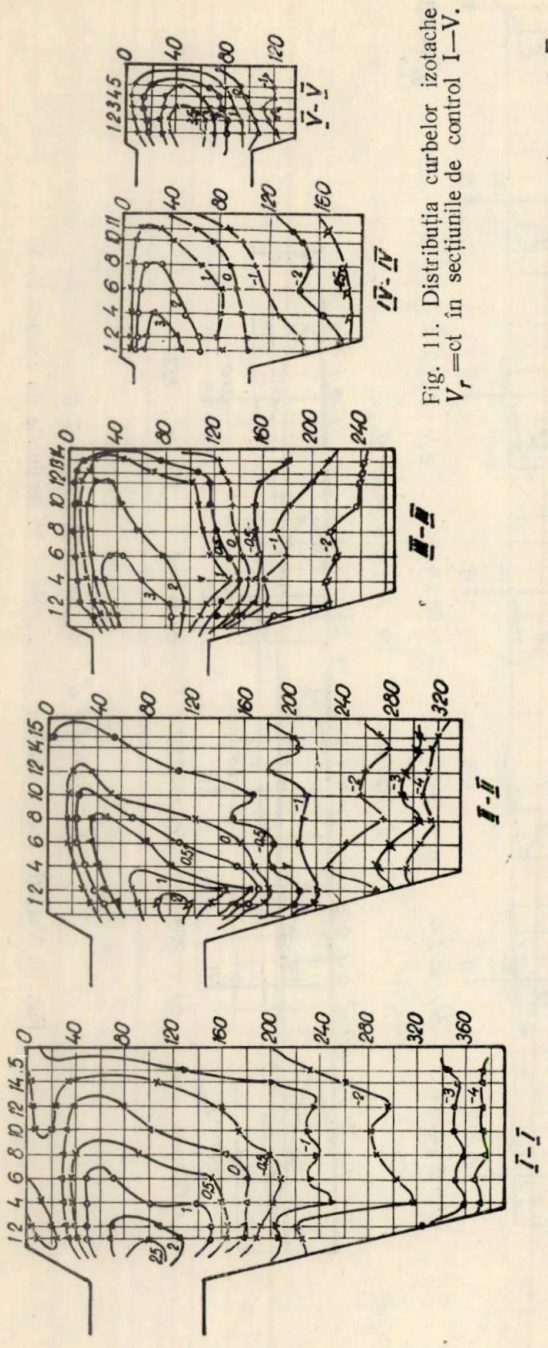


Fig. 11. Distribuția curbelor izotache V_r=ct în secțiunile de control I—V.

Comparîndu-se valorile numerice ale componentelor V_r cu valorile omoloage ale vitezei V a rezultat că ele sînt în raportul $\frac{1}{2} - \frac{1}{5}$. Ca urmare ar însemna că mișcarea secundară din camera spirală este apropiată ca valoare de cea principală. Cauza acestei situații nereale o constituie faptul că s-a luat în considerare întreaga valoare a componentei V_r, deși numai o parte a acesteia contribuie la formarea mișcării secundare. Determinarea acestei cote-părți a componentei V_r, care generează și întreține mișcarea secundară este o problemă deosebit de dificilă și pentru rezolvarea ei sînt necesare noi investigații.

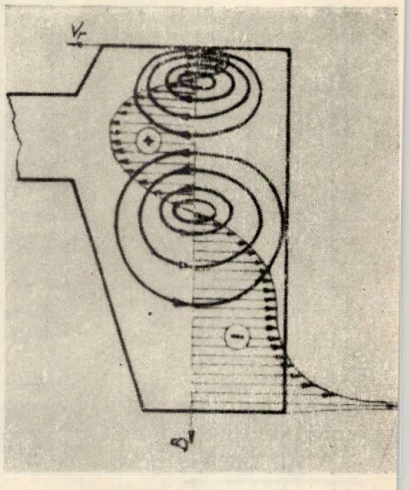


Fig. 12. Imaginea mișcării secundare în camera spirală.

CONCLUZII

Rezultatele prezentului studiu duc la următoarele concluzii:

— La curgerea fluidelor prin camerele spirale ale turbinelor hidraulice se deosebesc două mișcări distincte: una principală și alta secundară.

— Mișcarea principală este dată de vitezele tangente în fiecare punct la spiralele logaritmice ce materializează liniile de curent.

— Mișcarea secundară se datorește numai unei părți a componentelor V_r și este o mișcare ce apare în planul secțiunii meridiane.

— Mișcarea secundară a fost cunoscută numai sub aspect calitativ și a apărut sub forma a doi turbioni neegali ce se rotesc în sens invers în planul secțiunilor meridiane.

— Cunoașterea aspectului cantitativ al mișcării secundare necesită noi date experimentale.

BIBLIOGRAFIE

1. Pfleiderer C., *Die Kreiselpumpen.* 5 Aufl. Springer-Verlag Berlin 1961.
2. Athanassiadis N., Potential Flow through Spiral Casings. Mitt. Inst. für Aerodynamik der ETH Zürich 1961.
3. Stepanoff A., *Radial und Axialpumpen.* Springer-Verlag Berlin 1959.
4. Krauz H., Strömung in Spiralgehäusen. VDI Forschungsheft 370. Ian/Febr. 1935.
5. Ergin A., Etude des volutes spirales des pompes centrifuges, en tenant compte de la répartitoin des pressions statiques. Houille Blanche 6, 1958, Grenoble.
6. Kettner P., Strömung in der Spirale radiale Strömungsarbeitsmaschinen. Mit. Inst. für Strömungslehre und Strömungsmaschinen. Karlsruhe 1965.
7. Nechleba M., The water flow in spiral casings of hydroturbines. Acta technica 1960.
8. Povh I. L., *Modelirovanie ghidravliceskih v vozdușnîh potokah.* Moskva 1955.
9. Petunin A. N., Priemniki dlia izmerenia davlenii i scorosti v gazovîîh potokah. Promîșlennaia aerodinamika. No. 19, 1960.
10. Fitero I., Studiu experimental privind ipotezele de calcul ale camerelor spirale. Sesiunea de comunicări științifice IPT, Mai 1968.

ОТНОСИТЕЛНО АСИМЕТРИИ ГЛАВНОГО ПОТОКА И ПОЯВЛЕНИЯ ВТОРИЧНЫХ ТЕЧЕНИЙ В СПИРАЛЬНОЙ КАМЕРЕ

(РЕЗЮМЕ)

Для определения законов передвижения главных и вторичных течений образующихся в спиральной камере, были проведены систематические измерения на модели спиральной камеры турбины, установленной в аэродинамической трубе.

На основании изучения кривых распределения скоростей и давлений в различных характеристичных сечениях камеры, сделаны выводы о точном определении главных и вторичних течений. Одновременно установлены гипотезы относительно появления вторичных течений, создающих допольнительные гидравлические потери в спиральной камере.

BETRACHTUNGEN ÜBER DIE ASSYMETRIE DER HAUPTSTRÖMUNG UND ÜBER DAS ERSCHEINEN DER NEBENSTRÖMUNGEN IN SPIRALGEHÄUSE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Um einen besseren Einblick in die Strömungsverhältnisse in Bezug auf die Haupt- und Nebenströmungen in Spiralgehäuse zu bekommen, wurden systematische Messungen an Hand eines Modell von Spiralgehäuse in einem aerodynamischen Prüfstand durchgeführt.

Von den Geschwindigkeit und Druckverteilungskurven in verschiedenen Querschnitten ausgehend werden Schlüsse über die Haupt- und Nebenströmung gezogen werden.

Gleichfalls werden einige Hypothesen in Bezug auf das Erscheinen der Nebenströmungen die zu zusätzlichen hydraulischen Verluste in Spiralgehäuse führen, festgelegt.

DISTRUGERI CAVITAȚIONALE PRIN IMPLOZIA BULELOR PROVOCATE DE SCINTEI ELECTRICE *

DE

I. ANTON, M. POPOVICIU

Cercetarea mecanismului distrugerii cavitaționale este dificilă în stațiuni obișnuite (tunele hidrodinamice, magnetostricțiune etc.) deoarece la acestea cavitația se manifestă sub forma unui nor, constituit din bule de formă, mărime și energie diferită. În consecință, în ultimul timp au început să fie realizate stațiuni [1], [2], [3], la care să se poată urmări evoluția în timp a unei singure cavități. Dintre acestea, se remarcă printr-o deosebită simplitate constructivă cele la care bulele apar ca urmare a unor descărcări electrice. Doi electrozi sînt dispuși într-un mediu lichid, la o anumită distanță deasupra probei de lucru. Circuitul electric cuprinde un condensator încărcat la o tensiune de cîteva mii de volți. La închiderea bruscă a circuitului între cei doi electrozi apare o descărcare electrică. Datorită temperaturii ridicate ce ia naștere, în zona dintre electrozi se va produce o bulă cavitațională.

Stațiunea prezintă avantajul realizării repetate a unor bule avînd aceeași formă geometrică, aceeași distanță față de probă, aceeași energie precum și posibilitatea observării evoluției distrugerii, ca urmare a unui număr cunoscut de implozii.

Dezavantajul principal în modelarea bulelor cavitaționale prin această metodă îl constituie fenomenele adiționale introduse prin scînteia electrică.

Cercetările anterioare [1], [2], au determinat parțial modul în care evoluează cavitatea, iar rezultatele pot fi rezumate astfel:

In urma producerii scînteii electrice, deasupra probei se formează o bulă aproximativ semisferică, avînd baza rezemată pe suprafața probei. După trecerea prin cîteva faze intermediare, cavitatea se transformă într-un tor și apoi dispare complet. Așa cum o arată unele observații în stațiuni de alt gen, se pare că forma toroidală de la sfîrșitul imploziei nu este o particularitate a bulelor modelate prin scînteie electrică [4].

Transformarea semisferei în tor, implică existența în zona centrală a unui jet lichid. Cele două grupe de cercetători care au examinat implozia bulelor produse de scîntei [1], [2], au ajuns la concluzii deosebite asupra cauzelor care produc distrugerea materialului.

---

* Lucrare comunicată la Sesiunea cadrelor didactice din I.P.T., 10—12 mai 1968.

Naudé şi Ellis (1961) consideră că jetul central are viteze atît de mari, încît impactul pe frontiera solidă constituie cauza distrugerilor.

La cercetările efectuate de către Shluter şi Mesler (1965), în zona de acţiune a jetului n-au fost observate nici un fel de caverne.

Ambele lucrări consemnează distrugeri dispuse „întîmplător" în jurul electrozilor.

In lucrarea de faţă ne-am propus să determinăm modul în care se plasează cavernele produse de bula cavitaţională.

Pentru efectuarea experienţelor în LMHT a fost realizată o staţiune de producere a cavitaţiei prin scîntei electrice.

Electrozii, realizaţi din sîrmă de wolfram (ϕ 2 mm) s-au montat în tije de alamă cu diametrul de 10 mm. Fixarea tijelor pe suporţi de comparator, a permis aşezarea lor la unghiul şi distanţa dorită.

Pentru obţinerea scînteii, în circuitul de alimentare al electrozilor de wolfram E_2 (fig. 2), a fost legat un aparat de iluminat prin scînteie electrică de tip FG-1. La acest aparat tensiunea circuitului de alimentare este ridicată la 4 000 V, de către transformatorul *Tr*. In urma redresării prin lampa Red, condensatorul *C* de 2 μF este încărcat peste rezistenţa de protecţie R_1. După închiderea butonului de comandă *BC*, dispozitivul de comandă *DC* amorsează scînteia electrică între electrozii E_1 ai aparatului. Electrozii E_2 fiind legaţi în serie cu E_1 se formează şi aici scînteia electrică. Legătura în serie între E_1 şi E_2 este necesară pentru a evita descărcarea condensatorului prin stratul de apă dintre electrozii E_2, înainte de producerea scînteii electrice.

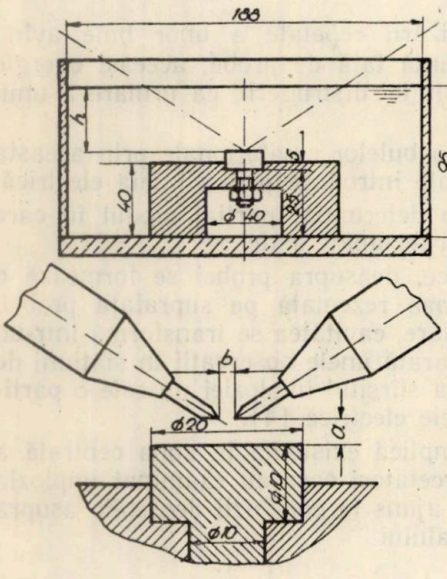


Fig. 1.

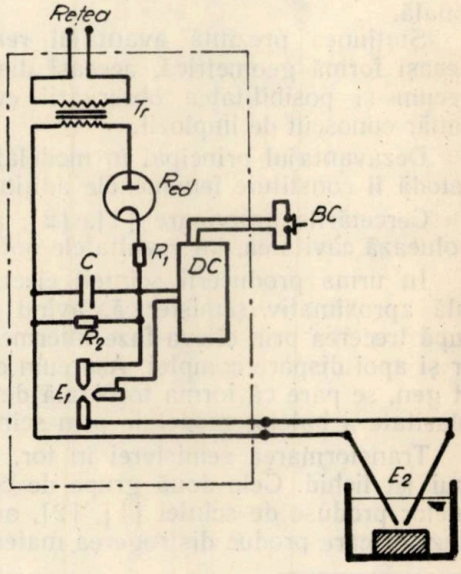


Fig. 2.

Vîrfurile electrozilor de wolfram, au fost prelucrate de așa manieră (fig. 1) încît distanțele „*a*" și „*b*" să poată fi măsurate cu ușurință iar scînteia să apară cu probabilitate maximă la distanța „*a*" de fața probei.

Metodica încercărilor a fost următoarea: probele de formă cilindrică au fost astfel plasate încît axa lor să dividă cota „*b*" în două segmente egale. După măsurarea îngrijită a cotelor „*a*" și „*b*", vasul a fost umplut cu apă potabilă pînă la cota „*h*". Toate descărcările au fost practicate, fără a modifica poziția relativă a probei, față de electrozi. După terminarea încercărilor s-au reverificat cotele „*a*" și „*b*".

In lucrarea de față, deoarece se urmăresc distrugerile provocate de către bula cavitațională, este necesară obținerea unor criterii prin care să poată fi diferențiate distrugerile provocate de cavitație, față de cele apărute ca urmare a descărcărilor electrice. Pentru a elimina posibilitatea producerii unor distrugeri cavitaționale, cîteva probe de aluminiu s-au supus încercărilor în aer. Rezultatele pot fi examinate în fig. 3—6.

La valori scăzute ale cotei „*a*" în urma unei singure descărcări electrice apar pete de contur neregulate, avînd extensiunea maximă după o direcție perpendiculară la planul de așezare al electrozilor. In zona centrală pata are o culoare albăstruie iar marginile sînt de culoare brun închis.

Pentru valori ale cotei „*a*" mai mari de 0,6 mm, pe fața probei apar cel mult pete de culoare brună, iar pentru $a = 1{,}0$ mm petele rezultate sînt foarte greu vizibile, chiar dacă sînt practicate mai multe scîntei în același loc. In consecință s-a considerat această valoare drept limita inferioară pînă la care pot fi apropiați electrozii.

Prin imersarea electrozilor în lichid, descărcarea se va produce într-un mediu electric deosebit, ceea ce va provoca arsuri diferite ale suprafeței pro-

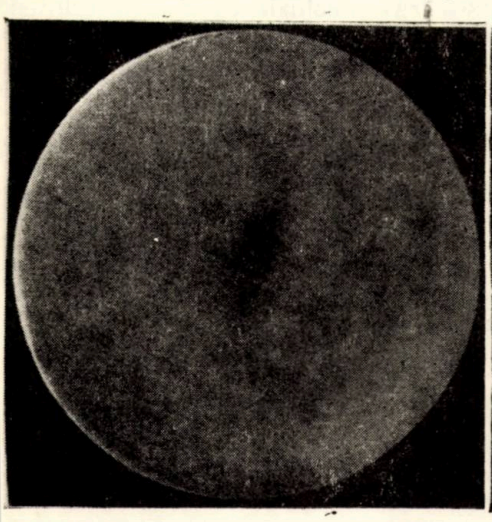


Fig. 3. Scînteie practicată în aer a=0,25 mm ; b=0,6 mm.

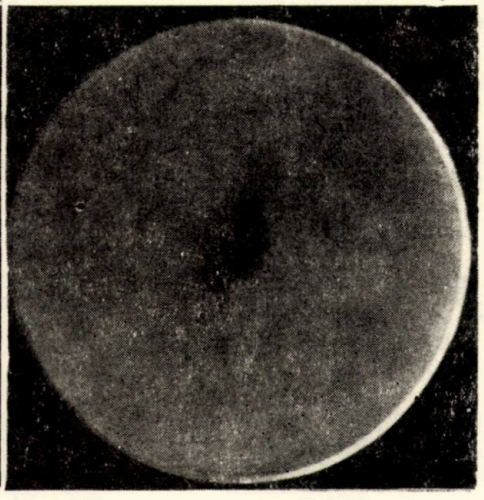


Fig. 4. Scînteie practicată în aer a=0,6 mm ; b=0,6 mm.

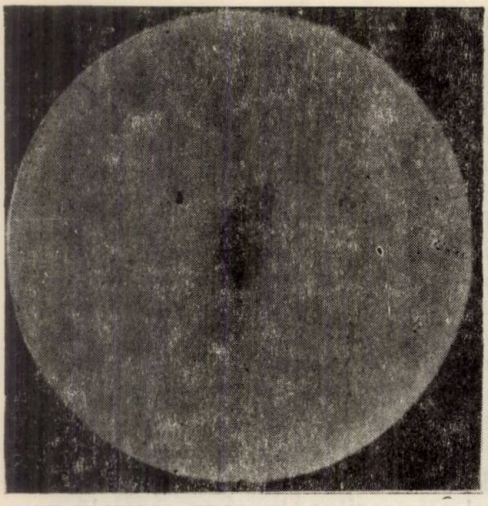


Fig. 5. Scînteie practicată în aer a=0,75 mm ; b=0,6 mm.

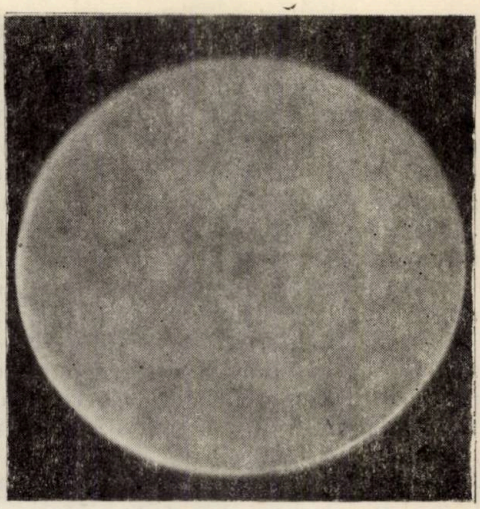


Fig. 6. Scînteie practicată în aer a=1,0 mm ; b=0,6 mm.

bei. Instalînd electrozii la cota a=0,6 mm pentru care în aer apar distrugeri certe, au fost practicate scîntei și în apă. Rezultatul poate fi examinat în fig. 7, pe care se observă în zona din imediata apropiere a electrozilor o pată întunecată destul de greu vizibilă, în comparație cu arsura din fig. 4, obținută în aer.

In urma încercărilor de acest fel s-a tras concluzia că efectele scînteii electrice asupra feței probei sînt mai puțin pronunțate în apă decît în aer și se manifestă sub forma unor pete de culoare închisă plasate în zona de sub electrozi.

Pentru a=0,75 mm, au fost practicate cinci scîntei în apă. Datorită apropierii dintre electrozi și probă în zona centrală apar arsurile caracteristice de forma unor pete întunecate (pentru comparare cu încercările în aer vezi și fig. 5) plasate imediat sub electrozi (fig. 8).

Datorită surpării bulelor se pot observa pe această probă și cavernele specifice cavitației, plasate pe un contur aproximativ curb cu raza de 3 . . . 5 mm. Acestea prezintă următoarele caracteristici :

— zonele colorate lipsesc cu desăvîrșire
— aria cavernei este extrem de redusă
— adîncimea este mare
— sînt plasate la distanțe mari de poziția în care se află vîrful electrodului.

In cazul probelor de aluminiu, prima cavernă apare după 2 . . 4 descărcări. In continuare, în general, apar caverne după fiecare descărcare.

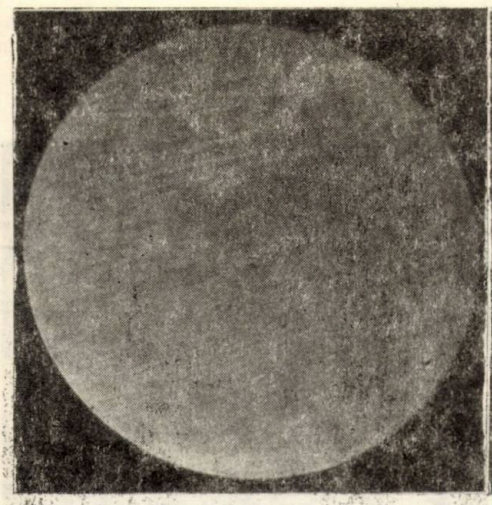


Fig. 7. Scînteie practicată în apă a=0,6 mm; b=0,6 mm; h=40 mm.

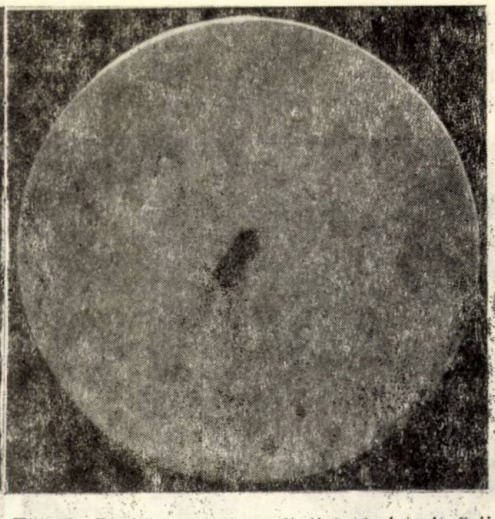


Fig. 8. Probă supusă cavitației și deteriorării prin scînteie electrică a=0,75 mm; b=0,6 mm; h=40 mm. Nr. descărcări 5.

In urma unei singure scîntei, pe fața probei poate fi observată una din următoarele situații :

— formarea a două caverne de mărime considerabilă la capetele opuse ale aceluiași diametru ;

— formarea a două caverne alăturate ;

— formarea unei singure caverne ;

— formarea a două sau mai multe caverne dispuse întîmplător în lungul unui contur curb.

Toate situațiile enumerate, se repetă cu aproximativ aceeași frecvență, fără să se poată preciza cauzele care generează uneori o singură cavernă, alteori chiar patru, cinci.

După practicarea unui număr mai mare de scîntei (15—20) se remarcă tendința cavernelor de a se dispune cu precădere pe un contur curb care poate fi aproximat cu o elipsă. Dimensiunile acestui contur sînt cu atît mai mari, cu cît distanța de la vîrful electrozilor pînă la probă este mai mare. Zona din interiorul conturului curb, plasată sub electrozi este complet lipsită de caverne. Doar în cazuri cu totul excepționale și în urma unui număr foarte mare de scîntei în această arie se pot observa ondulații largi ale suprafeței metalice. In fig. 9—11 sînt reprezentate fotografii tipice pentru aspectul probei în urma încercărilor.

Pentru explicarea acestui mod de prezentare al cavernelor se pot face următoarele ipoteze :

a) Prima perioadă de surpare a bulei este caracterizată prin modificarea formei de la semisferă la tor. In acest răstimp, în zona centrală din

jurul electrozilor se creează un jet lichid, cu diametru apreciabil. Deoarece energia de surpare disponibilă este destul de limitată, nu pot fi accelerate suficient mase de lichid atît de importante. Din această cauză, în majoritatea cazurilor jetul nu reuşeşte să producă urme vizibile pe suprafaţa pro-

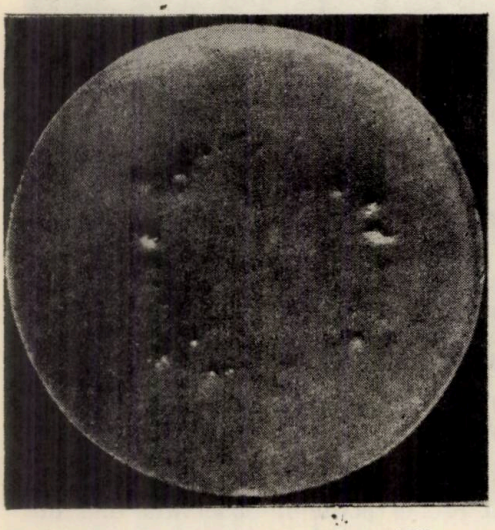


Fig. 9. Probă supusă cavitaţiei a=1,75 mm ; b=0,6 mm ; h=40 mm ; t=18 °C. Nr. descărcări 15.

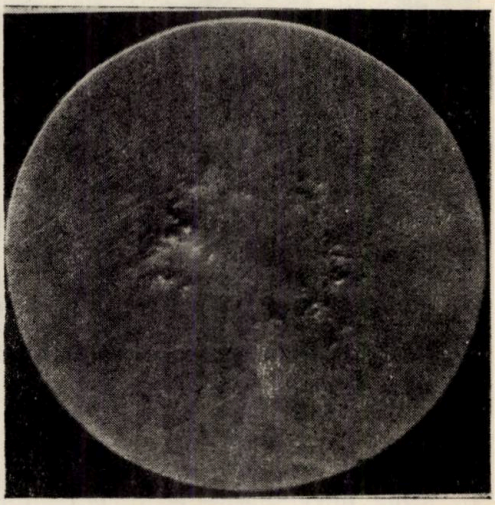


Fig. 10. Probă supusă cavitaţiei a=1 mm ; b=0,6 mm ; h=40 mm ; t=12 °C. Nr. descărcări 22.

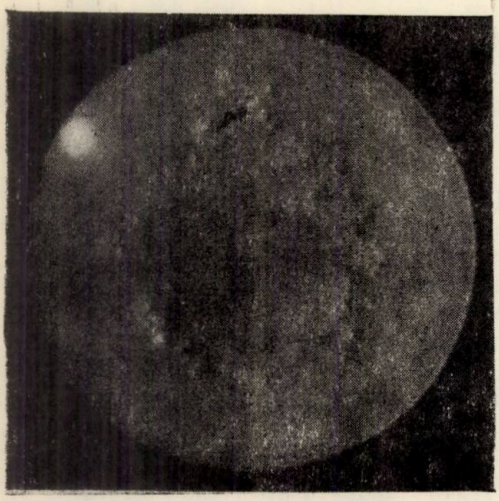


Fig. 11. Probă supusă cavitaţiei a=1,4 mm ; b=0,6 mm ; t=18 °C. Nr. descărcări 66.

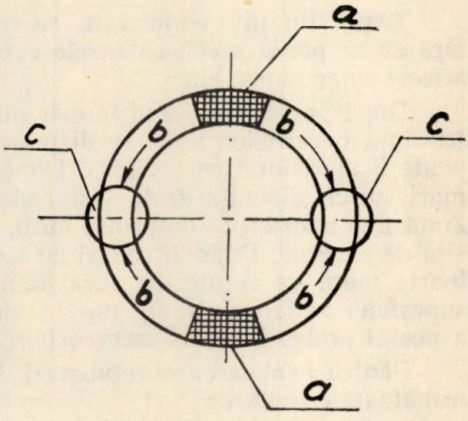


Fig. 12.

bei. Numai în situații deosebit de favorabile viteza jetului ajunge suficient de mare pentru ca impactul să genereze deformații plastice. Aria atacată este mare iar rezultatele se prezintă sub forma unor ondulații largi ale suprafeței metalice.

In a doua perioadă are loc surparea torului. In mod întîmplător pe conturul acestuia apar una sau mai multe zone „*a*" (fig. 12) în care se inițiază surparea. O parte din gazele necondensabile din aceste zone sînt expulzate către partea „*b*". Se creiază astfel în tor un flux de gaze și vapori care duce la recreșterea zonelor „*c*". Surparea acestor bule recrescute are loc sub acțiunea unei presiuni laterale mai mari, datorită fluxului gazos. In consecință implozia are loc cu o violență sporită care provoacă distrugeri pronunțate ale materialului.

In general zonele „*c*" recresc și se surpă fără să fie deplasate radial. Trebuie să existe însă destule cazuri în care jetul central lovind fața probei să fie dirijat tangent la suprafața solidă și îndreptat către periferia ariei supuse cavitației. Acest curent radial centrifug provoacă deplasarea în aceeași direcție a zonelor recrescute „*c*". In acest mod se explică existența unor caverne mult deplasate către exterior față de conturul curb pe care se află majoritatea cavernelor.

Probabil curba pe care se așează cavernele este eliptică și nu circulară deoarece vîrfurile electrozilor nu sînt punctiforme ci au forma unei drepte cu lungimea de cca. 2 mm, iar scînteile pot lua naștere oriunde în lungul acestei drepte. In consecință torul format la sfîrșitul primei perioade de surpare nu va fi concentric cu proba ci va fi deplasat în sus sau în jos față de axa orizontală.

b) Surparea torului se produce cu formarea unor jeturi lichide de diametru foarte mic (aproximativ egal cu diametrul cavernei), care izbind suprafața metalică produc cavernele cavitaționale.

c) Surparea zonelor recrescute se face cu formarea unor jeturi lichide care să îndeplinească condițiile de la punctul b).

Prin simpla examinare a cavernelor cavitaționale nu pot fi obținute argumente hotărîtoare în favoarea uneia sau alteia dintre ipoteze. In acest scop este necesară filmarea procesului de surpare a torului și determinarea locului în care apar cavernele. Dacă distrugerile apar în zonele de recreștere ale torului, viteza de filmare trebuie crescută atît de mult încît din cadrele obținute să se determine dacă bula recrescută se surpă cu sau fără formarea jeturilor.

CONCLUZII

1. Deterioraea suprafeței probei din descărcarea electrică, se diferențiază prin aspect și poziție de distrugerile cavitaționale.

2. Cavernele cavitaționale se plasează de preferință pe un contur curb, ale cărui dimensiuni se apropie de cele ale torului în care se transformă bula înainte de surparea completă.

3. Zona din partea centrală a torului, unde apare jetul inițial este în majoritatea cazurilor lipsită de distrugeri.

4. Determinarea cauzei care provoacă distrugerea cavitațională (prin unde de șoc sau prin jeturi) pretinde utilizarea simultană a filmării rapide și examinarea cavernelor rezultate.

BIBLIOGRAFIE

1. C. F. Naudé, A. T. Ellis, On the Mechanism of Cavitation Damage by Nonhemispherical Cavities Collapsing in contact with a Solid Boundary Trans. ASME, Series D, Dec. 1961, p. 648—656.
2. N. D. Shluter, R. B. Mesler, A Photografic Study of the Dynamics and Damage Capabilities of Bubbles Collapsing Near Solid Boundaries Trans ASME, Series D, June 1965 p. 511—517.
3. T. B. Benjamin, A. T. Ellis, The Collapse of Cavitation Bubbles and the Pressures Thereby Produced Against Solid Boundaries. Proceedings of the Royal Society : Deformation of Solids by Impact of Liquids.
4. R. D. Ivany, F. G. Hammitt, T. M. Mitchell, Cavitation Bubble Collapse Observations in a Venturi Trans ASME, Series D, Sept. 1966, p. 649.

КАВИТАЦИОННЫЕ РАЗРУШЕНИЯ ПРОИЗВОДИМЫЕ СОКРАЩЕНИЕМ ПУЗЫРЬКОВ ОБРАЗУЮЩИХСЯ ПОД ВЛИЯНИЕМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ИСКР

(РЕЗЮМЕ)

Описывается испытательный станд и методика работы. Анализируются разрушения под действием кавитации и производимые электрическими разрядами и указывается различие между ними.

Кавитационные каверны, образующиеся после 10—15 разрядов располагаются на поверхности по кривому контуру, размеры которого приближаются к размеры тора в который превращается пузырек перед окончательным исчезнованием.

CAVITATION DAMAGE BY IMPLOSION OF ELECTRICAL SPARK GENERATED BUBBLES

(SUMMARY)

Bubble-generating apparatus and experimental procedure are presented. The cavitational damage and those obtained by electrical spark are analysed, differences being specified.

The cavitational pits obtained after 10—15 discharges are preferentially located on a closed curved line ; its dimensions approach those of the torus into which the bubble changes before the end of the collapse.

STUDIUL UNUI TRADUCTOR PENTRU MĂSURAREA PULSAȚIILOR DE PRESIUNE *

DE

V. ANCUȘA

Măsurarea pulsațiilor de presiune în tuburile de aspirație este o problemă deosebit de importantă pentru studierea fenomenului de cavitație precum și a corelării acestuia cu vibrațiile mașinii.

Pentru măsurarea pulsațiilor de presiune există metode bazate pe principii diferite ca : măsurarea cu ajutorul unor traductori piezoelectrici, inductivi, capacitivi, rezistivi, etc.

În cazul lucrării de față am studiat un traductor cu timbre tensiometrice tip Isaev [1].

În fig. 1 se prezintă schița acestui traductor.

Sub acțiunea presiunii membrana *1* se deformează și timbrul tensiometric *2* lipit de membrană își va modifica rezistența. Pe bucșa *4* a fost lipit

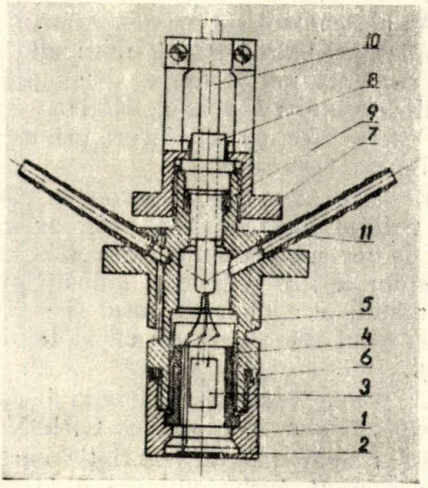


Fig. 1. Schița traductorului.

* Lucrare comunicată la Sesiunea cadrelor didactice din IPT 10—12 mai 1968.

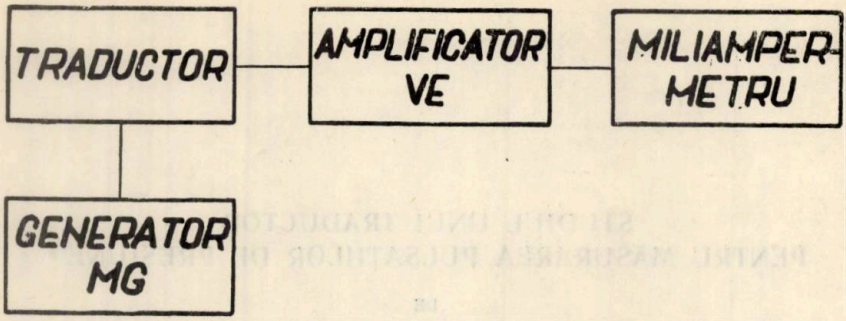


Fig. 2. Schema bloc a instalaţiei de măsură.

timbrul pentru compensarea termică *3*. Membrana are diametrul activ de 20 mm şi grosimea de 0,2 mm fiind executată din oţel inoxidabil 13 C 130.

Pulsaţiile de presiune din tuburile de aspiraţie sînt de două categorii : pulsaţii de joasă frecvenţă 4—6 Hz avînd amplitudinea maximă ±0,35 H datorită turbionului central şi pulsaţii de înaltă frecvenţă 300—400 Hz avînd amplitudinea ±0,1 H datorite desprinderilor curentului de pe suprafaţa paletelor [1]. Întrucît în general staţiunile pentru încercarea turbinelor au căderile cuprinse între 4 şi 10 m înseamnă că pulsaţiile maxime ale presiunii vor fi cuprinse între 14 kN/m² şi 35 kN/m², Din punct de vedere al rezistenţei grosimea de 0,2 mm a membranei este suficientă. Pentru a asigura măsurarea numai a pulsaţiilor de presiune se poate utiliza un dispozitiv simplu care să creeze în spatele membranei o presiune egală cu presiunea statică medie de la locul de măsură.

Traductorul a fost montat după schema din fig. 2.

Amplificatorul *VE* şi generatorul *MG* sînt de fabricaţie Huggenberger iar miliampermetrul este de fabricaţie maghiară tip LDAV clasa de precizie 0,2. Frecvenţa purtătoare a sistemului este 1 kHz, iar banda de trecere a amplificatorului *VE* este de 300 Hz.

Pentru efectuarea măsurătorilor s-a utilizat metoda deviaţiei sau a punţii dezechilibrate [2].

Metodica încercărilor a fost următoarea : s-a echilibrat puntea traductorul nefiind încărcat. S-a încărcat traductorul la sarcina dorită de la o sursă de aer sub presiune, controlată cu ajutorul unui piezometru diferenţial cu mercur fig. 3. S-a notat indicaţia miliampermetrului şi a piezometrului descărcîndu-se apoi traductorul şi s-a verificat punctul de zero. Încărcările au fost efectuate atît brusc cît şi treptat şi s-a constatat că rezultatul este acelaşi.

La prima variantă încercată bucşa *4* a fost executată din bronz iar timbrele tensiometrice au fost ORION EMG tip 2359/TH 120/10.

S-a ridicat mai întîi variaţia curentului de ieşire în timp traductorul fiind descărcat, curba obţinută fiind reprezentată în fig. 4. Se constată că după aproximativ 3 ore punctul de zero este stabilizat. S-a ridicat apoi curba de etalonare a traductorului care este reprezentată în fig. 5. Dome-

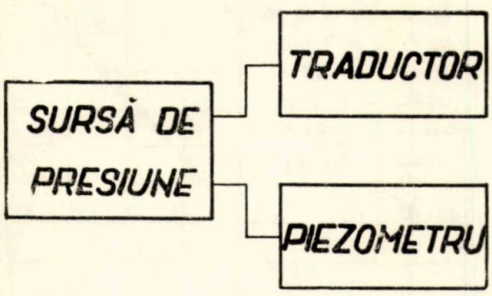


Fig. 3. Schema instalației de etalonare.

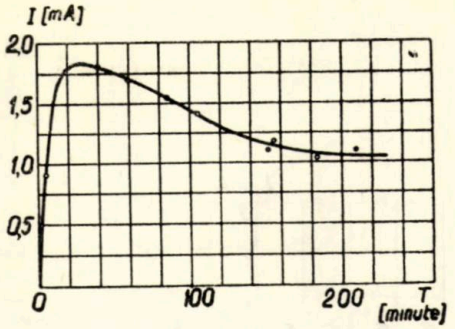


Fig. 4. Variația curentului de ieșire în timp la $\Delta P=0$.

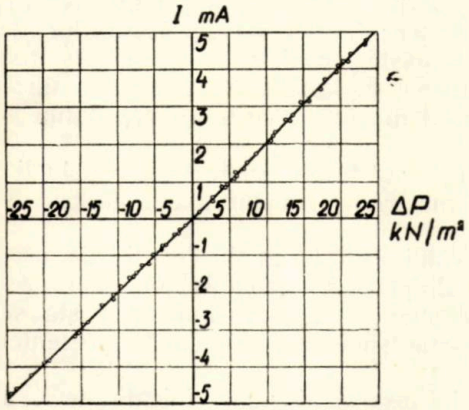
niul de lucru este de $\pm 28\ kN/m^2$ (± 210 mm Hg) iar clasa de precizie este 2%.

Pentru a îmbunătăți stabilitatea termică s-a realizat o nouă variantă în care bucșa *4* a fost executată din același material cu membrana, iar timbrele tensiometrice au fost de fabricație Höttinger tip 6/120 LP-31.

În urma ridicării caracteristicii curent de ieșire-timp (fig. 6) traductorul nefiind încărcat rezultă că după aproximativ o oră și jumătate traductorul este pregătit pentru efectuarea încercărilor. În fig. 7 este indicată curba de etalonare a traductorului. Domeniul de lucru este $\pm 16\ kN/m^2$ (± 120 mm Hg) iar clasa de precizie este 1,5%.

Pentru efectuarea în bune condițiuni a măsurătorilor cu acest traductor trebuiesc respectate cîteva indicații și anume:

1. Trebuie asigurată o tensiune de alimentare constantă atît pentru generatorul *MG* cît și pentru amplificatorul *VE*, în caz contrar panta dreptelor curent de ieșire-presiune se va modifica. În fig. 8 se indică o asemenea modificare a curbelor traductorului datorită modificării tensiunii



Fgi. 5. Curba caracteristică a traductorului. Amplificatorul la poziția *2*.

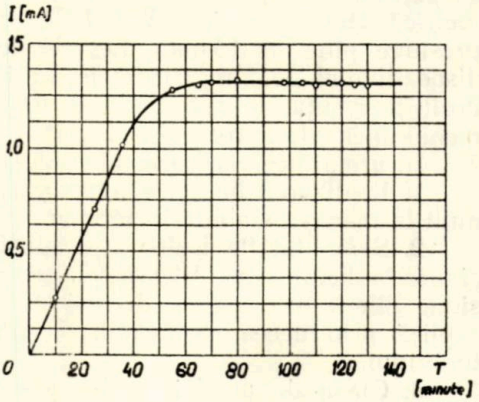


Fig. 6. Variația curentului de ieșire în timp la la $\Delta P=0$.

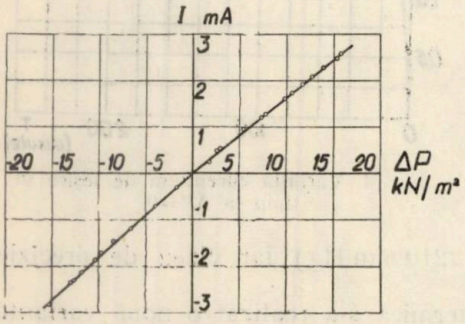


Fig. 7. Curba carcteristică a traductorului. Amplificatorul la poziţia *8*.

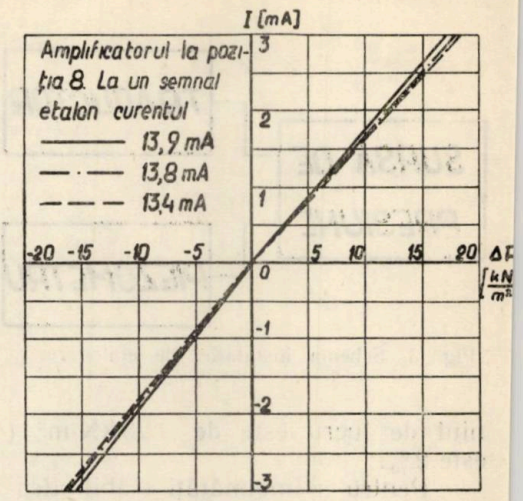


Fig. 8. Influenţa variaţiei tensiunii de alimentare a amplificatorului *VE* asupra caracteristicilor traductorului.

de alimentare a amplificatorului *VE*. Se recomandă deci verificarea şi reglarea sensibilităţii amplificatorului *VE* din timp în timp.

2. Trebuie ca înainte de efectuarea măsurătorii propriu-zise să se pornească instalaţia traductorului pentru a ajunge la regimul termic constant.

3. Se recomandă ca în timpul măsurătorilor îndelungate să se verifice din timp în timp punctul de zero.

4. După cum am amintit mai înainte banda de trecere a amplificatorului *VE* este de 300 Hz deci frecvenţa maximă a pulsaţiilor de presiune poate să fie maximum 300 Hz. Pentru înregistrarea pulsaţiilor de frecvenţă superioară este necesară legarea traductorului la un alt aparat care să permită redarea benzii de frecvenţă dorită, de exemplu o punte tensiometrică Höttinger tip KWS II/50 care permite măsurarea pulsaţiilor de presiune pînă la 15 kHz. Legată de această problemă este şi folosirea dispozitivului de înregistrare a cărui frecvenţă limită să nu fie mai mică decît frecvenţa de rezonanţă a traductorului. Frecvenţa de rezonanţă a membranei este aproximativ 5 kHz.

In urma încercării acestui traductor se pot trage următoarele concluzii:

1. Realizarea bucşei *4* din acelaşi material cu membrana *1* contribuie mult la mărirea stabilităţii termice.

2. Semnalul de ieşire al traductorului este liniar în funcţie de presiunea aplicată. Se observă că panta dreptei din domeniul cu suprapresiune diferă de aceea a dreptei din domeniul cu depresiune. Aceasta se explică prin aceea că membrana nu este simetrică din cauza prezenţei timbrului.

3. Clasa de precizie a traductorului este mult mai ridicată decît a traductorului de la care s-a plecat. S-a realizat o clasă de precizie 1,5% şi respectiv 2% în comparaţie cu 15% [1].

BIBLIOGRAFIE

1. Iu. M. Isaev, Vlianie sposoba vpuska vozduha na pulsațiiu davleniia v otsasîvaiușcei trube modeli osevoi ghidroturbinî. Trudî L.P.I. No. 215 1961.
2. Gh. Buzdugan, M. Blumfeld, *Tensometria electrică rezistivă*. Editura tehnică București 1966.

ИЗУЧЕНИЕ ДАТЧИКА ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ПУЛЬСАЦИЙ ДАВЛЕНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается датчик для измерения пульсаций давления во отсасывающей трубе.

Рассматриваются различные конструктивные варианты и сравниваются с результатами полученными другими исследованиями со сходным датчиком.

Указывается методика использованная для эталонирования датчика, а также меры предосторожности необходимые для обеспечения максимальной точности.

STUDIUM EINES GEBERS ZUR MESSUNG VON DRUCKSCHWANKUNGEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit wird ein Studium eines Gebers zur Messung von Druckschwankungen in Saugrohren behandelt.

Es werden mehrere Ausführungsvarianten studiert und die Versuchsergebnisse werden mit denen an Hand eines ähnlichen Gebers anderer Wissenschaftlern verglichen.

Die Methodik zur Eichung des Gebers und die Vorkehrungen die gemacht werden müssen um die maximale Genauigkeit zu erhalten sind ebenfalls in der Arbeit enthalten.

INFLUENȚA PRINCIPALILOR PARAMETRI CONSTRUCTIVI ȘI FUNCȚIONALI ASUPRA EFECTULUI DE RĂCIRE AL UNUI TURBIONATOR FRIGORIFIC BIDIMENSIONAL *)

DE

V. BARBU, D. NEGRU, D. IORGA

1. INTRODUCERE

Așa cum se arăta în una din lucrările anterioare [1], printre problemele mult controversate în literatura de specialitate cu privire la răcirea turbionară este și aceea a localizării efectului de răcire. Dacă o serie de cercetători ca Dornbrand, Van Déemter, Erdelyi, Deissler și Perlmutter ș. a. sînt de părere că separarea energiei are loc complet în interiorul camerei unde este plasat ajutajul tangențial de alimentare, alții ca Hilsch, Kässner și Knoerschild, Hartnett și Eckert, Lay, Schepper, Pengelly, Sibulkin, Socolov ș. a. explică separarea celor doi curenți — cald și rece — printr-un efect tridimensional de schimb de energie produs de-a lungul tubului cald [2—8].

Ca și în lucrarea citată [1], obiectivul principal al cercetărilor din lucrarea de față este acela al localizării efectului de răcire ; dacă în lucrarea anterioară s-a căutat să se tragă concluzii mai mult pe baza cîmpurilor de viteze, de temperaturi și de presiuni din camera turbionatorului, în lucrarea prezentă atenția a fost îndreptată cu exclusivitate asupra efectului de răcire realizat și asupra influenței principalilor factori care acționează asupra acestuia.

2. DESCRIEREA INSTALAȚIEI EXPERIMENTALE

Pentru cercetarea obiectivului propus a fost conceput și realizat un turbionator de construcție originală, diferită de construcțiile obișnuite prin înlocuirea tubului cald cu o cameră spirală colectoare dispusă imediat după camera turbionatorului, periferic (v. fig. 1). Am denumit un astfel de turbionator (dezvoltat în sens radial) *bidimensional* ; se exclude astfel schimbul energetic tridimensional presupus că ar avea loc de-a lungul tubului

*) Lucrare comunicată la Sesiunea Științifică a cadrelor didactice din I.P.T. la data de 10—12 mai 1968.

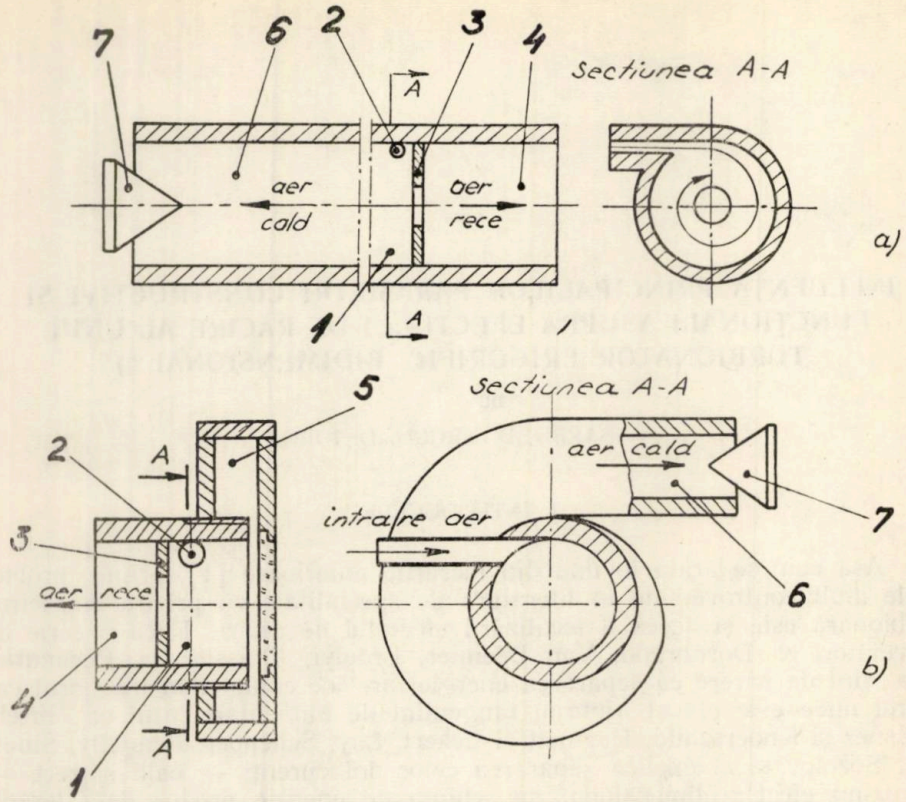


Fig. 1. Schema turbionatorului bidimensional (*b*) în comparație cu aceea a turbionatorului obișnuit (*a*):

1 — camera turbionatorului; *2* — ajutaj tangențial; *3* — diafragmă; *4* — tub rece; *5* — camera spirală; *6* — tub cald; *7* — robinet de reglare.

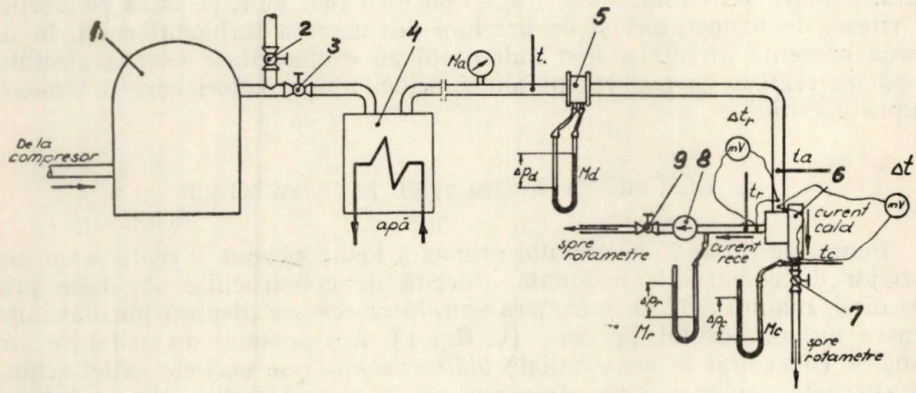


Fig. 2. Schema instalației experimentale:

1 — rezervor tampon; *2*, *3* — robinete de reglare; *4* — răcitor; *5* — diafragmă; *6* — turbionator; *7*, *9* — robinete de reglare; *8* — pompă de vid; M_a, M_d, M_r, M_c — manometre și tuburi piezometrice; t_a', t_a, t_r, t_c — termometre; *mV* — galvanometre ale termoelementelor.

cald, schimb admis ca stînd la baza efectului Ranque în numeroase modele teoretice existente. Dacă efectul de răcire s-ar produce ca rezultat al unui astfel de schimb energetic, în cazul turbionatorului bidimensional folosit, acest efect ar trebui să fie nul sau considerabil mai mic, în raport cu lungimea camerei — lungime redusă la dimensiunile minime impuse de cerințe constructive ($L_c = 25$ mm).

Standul folosit este redat schematic în fig. 2 și constituie o îmbunătățire a standului folosit în lucrările anterioare [1], [9], atît în privința asigurării unui regim staționar de lucru, cît și în privința controlului și măsurării principalilor parametrii funcționali.

Ca mediu de lucru s-a folosit aerul comprimat. Ca instrumentaj de măsură au fost utilizate manometre metalice și tuburi piezometrice — pentru măsurarea presiunilor și a diferențelor de presiuni — termometre cu mercur și termoelemente — pentru măsurarea temperaturilor —, o diafragmă (pe conducta de alimentare) și rotametre — pentru măsurarea debitelor.

3. PROGRAMUL MĂSURĂTORILOR

Desigur ipoteza localizării efectului de răcire exclusiv în camera de turbionare (pe baza cîmpurilor de presiuni, de viteze și de temperaturi rezultate în urma introducerii tangențiale a gazului în cameră) nu poate să rămînă în picioare decît în măsura în care efectul de răcire realizat în condițiile de experimentare propuse este comparabil cu acela corespunzător tubului Ranque-Hilsch clasic. Faptul că în lucrarea anterioară [1] efectul de răcire înregistrat se cifra la cca. 50% din efectul corespunzător turbionatorului clasic punea sub semnul întrebării această ipoteză dar în același timp punea sub semnul întrebării și ipoteza schimbului energetic tridimensional la baza efectului Ranque. Apărea ca foarte probabilă ipoteza că într-adevăr efectul de răcire se produce integral în camera de turbionare dar că, în condițiile de experimentare ale turbionatorului bidimensional, separarea celor doi curenți — cald și rece — a fost mai defectuoasă.

Prin programul măsurătorilor efectuate în cadrul lucrării de față s-a urmărit de aceea cercetarea influenței fiecărui factor care ar putea contribui la îmbunătățirea separării celor doi curenți și deci la îmbunătățirea

efectului de răcire în scopul apropierii acestuia de cel al tubului Hilsch-Ranque. Principalii parametrii funcționali și constructivi considerați sistematic au fost temperatura inițială a aerului la intrarea în ajutaj t_a, presiunea acestuia p_a, debitul aerului introdus $\dot{V}_a$, debitul relativ al aerului rece $\mu = \frac{m_r}{m_a} = \frac{m_r}{m_c + m_r}$, suprapresiunea aerului de partea curentului cald Δp_c și cea de partea curentului rece Δp_r, diametrul orificiului diafragmei de separare d, excentricitatea e și unghiul de așezare φ al diafragmei cu orificiul excentric.

Mai puțin sistematic s-a urmărit de asemenea influența asupra efectului de răcire $\Delta t_r = t_a - t_r$ a geometriei orificiului diafragmei, a grosimii diafragmei și a dimensiunilor tubului rece.

4. REZULTATE OBȚINUTE

Principalele rezultate înregistrate sînt redate în fig. 3 ... 12 și în tabelul 1.

Astfel, în fig. 3 este reprezentată variația efectului de răcire Δt_r cu temperatura inițială t_a (restul parametrilor s-au păstrat constanți); se observă o creștere aproape lineară a lui Δt_r cu t_a, creștere care poate fi estimată la 0,06 grade/grad, deci foarte redusă. Cum limitele între care a putut fi păstrată constantă temperatura t_a în timpul măsurătorilor nu a variat cu mai mult de 1 °K, influența acestei variații poate fi neglijată.

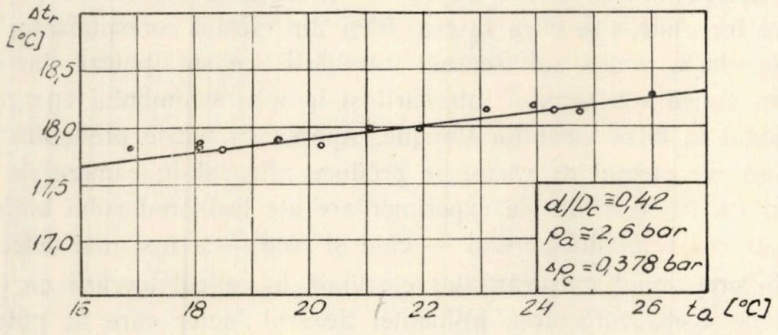


Fig. 3. Influența temperaturii inițiale t_a ($\dot{m}_a$=const.=18,6 · 10^{-3} kg/s).

Tabelul 1

Influența unor parametri constructivi asupra efectului de răcire

Nr. crt.	d mm	e mm	φ	$\Delta t_{r\,max}$ °C	$\mu C_p \Delta t_r$ J/kg	Condiții de experimentare
				a) *Influența construcției diafragmei*		
1	20[1]	0		18,23	1,255	diafragmă din material plastic, δ=0,3 mm
2	20	0		15,40	1,285	diafragmă din OL, δ=1,7 mm
3	20	0		17,00	1,000	idem, cu muchia orificiului ascuțită, teșitura în aval
4	20	0		16,45	1,054	idem, cu teșitura în amonte
				b) *Influența dimensiunilor tubului rece*		
5	18,9	0		18,20	1,190	tub rece cu D=45 mm și L=20 mm (L/D=0,445)
6	18,9	0		17,30	0,910	idem, cu $D \cong 25$ mm și L=100 mm ($L/D \cong 4$)
7	21,2	0		18,00	1,141	idem, cu D=45 mm și L=20 mm
8	21,2	0		17,00	1,046	idem, cu $D \cong 25$ mm și L=100 mm
9	21,2	0		16,92	0,897	idem, cu ieșirea inelară
				c) *Influența geometriei orificiului diafragmei*		
10	20	2,5[2]	0	18,82	0,752	diafragmă circulară excentrică
11	14	2,5	0	18,00	0,565	diafragmă circulară excentrică
12	21,2	2,5	0	18,65	1,050	diafragmă circulară excentrică
13	21,2	2,5	$\pi/4$[3]	19,15	0,874	diafragmă circulară excentrică
14				18,20	0,925	diafragmă profilată după cîmpul temperaturilor cu r_{max}=11 mm (fig. 13, *a*)
15				18,30	0,992	idem, cu r_{max}=13 mm
16				17,39	1,365	idem, cu r_{max}=14,5 mm
17				18,85	0,928	diafragmă profilată după cîmpul depunerilor de gheață (fig. 13, *b*)
18				19,40	0,908	diafragmă profilată după fig. 13, *c*
19				18,86	0,655	idem, cu e=1,95 mm

Observații: 1) diametrul optim pentru e=0; 2) excentricitatea optimă pentru d=20 mm; 3) φ optim pentru d=21,2 mm și e=0.

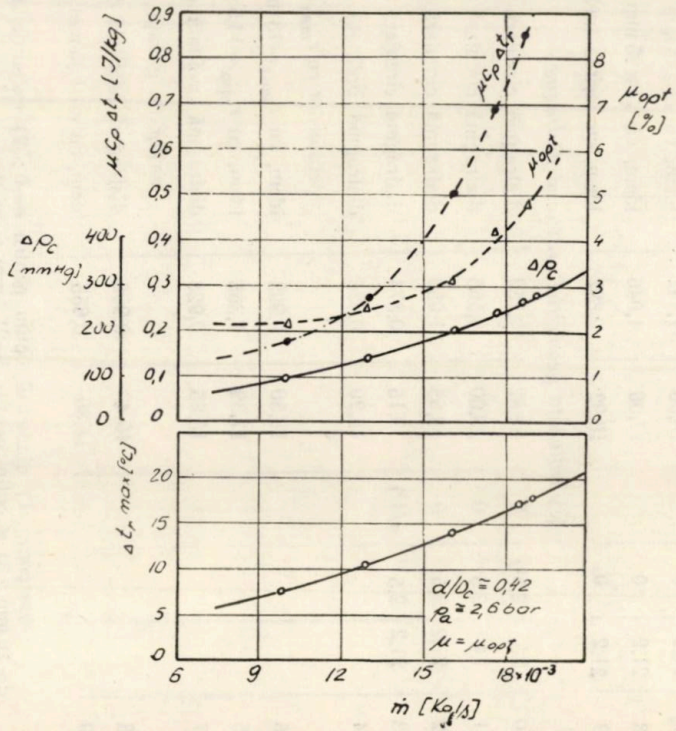


Fig. 4. Influența debitului de aer introdus în turbionator.

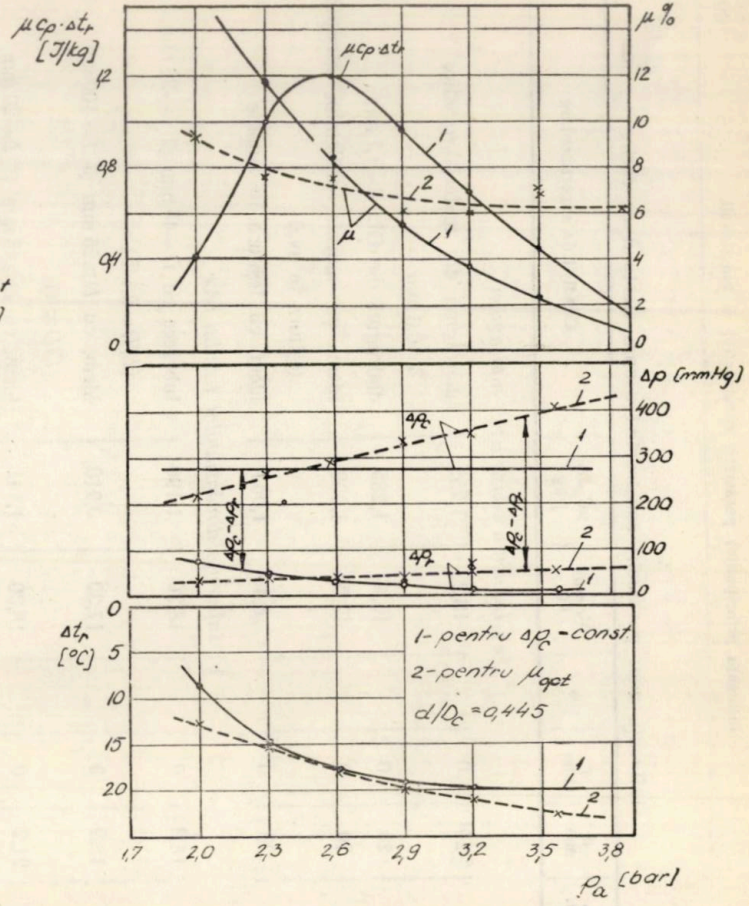


Fig. 5. Influența presiunii inițiale.

In fig. 4 este redată influența debitului de alimentare a turbionatorului pentru aceeași diafragmă ($d=18{,}9$ mm; $d/D_c=0{,}422$) și $\mu=\mu_{opt}$; se remarcă o creștere sensibilă (aproape proporțională) a efectului de răcire cu debitul de aer introdus și totodată creșteri și mai accentuate atît ale debitului relativ μ_{opt}. cît și ale puterii frigorifice specifice $\mu \cdot c_p \cdot \Delta t_r$. Debitul de aer introdus apare astfel ca unul dintre factorii turbionatorului încercat.

In fig. 5 se redă influența presiunii inițiale p_a pentru aceeași diafragmă (cu $d/D_c=0{,}445$) în condițiile unei suprapresiuni pe tubul cald Δp_c constante (curba *1*) și pentru $\mu=\mu_{opt}$ (curba *2*); în ambele cazuri și în special în ultimul se observă influența avantajoasă a creșterii presiunii în privința efectului de răcire; în privința debitului relativ de aer rece μ creșterea presiunii este dezavantajoasă, în special pentru $\Delta p_c=$const., cînd se remarcă și o scădere sensibilă a puterii frigorifice specifice.

Influența debitului relativ de aer rece μ și, în strînsă condiționare reciprocă cu acesta, asupra presiunilor respectiv a depresiunilor celor doi curenți — cald și rece — poate fi urmărită în fig. 6 pentru o diafragmă cu $d/D_c=0{,}445$ ($d=20$ mm) și în fig. 7 pentru o diafragmă cu $d/D_c=0{,}311$ ($d=14$ mm). Experimentările au fost efectuate în condițiile unei suprapresiuni în tubul cald constante (curba *1*, fig. 6 *a*), unei suprapresiuni constante în tubul rece (curbele *1*, fig. 6 *a* și 6 *b*), unei rezistențe hidraulice constante pe tubul rece cu suprapresiune (curbele *3*, fig. 6 *a* și 6 *b* și *2*, fig. 6 *b*) și depresiune (curbele *4*, fig. 6 *a* și respectiv *3* fig. 6 *b*), ultima creată cu ajutorul unei pompe de vid.

Pentru $\Delta p_r=$const. (curbele *1*) se observă că debitul relativ al aerului rece μ crește pe măsura creșterii lui Δp_c iar pentru Δp_c const. μ scade prin creșterea lui Δp_r; pentru o rezistență hidraulică constantă a tubului rece creșterea suprapresiunii Δp_c atrage după sine o creștere a lui μ și prin aceasta și a lui Δp_r. De remarcat că pentru toate cazurile diferența de presiuni dintre tubul cald și rece $\Delta p_c - \Delta p_r$ diferă foarte puțin și crește ușor prin creșterea lui μ (la valori reduse a lui μ cîmpul de presiuni din turbionator prezintă în consecință valori mai reduse).

Pentru același debit relativ efectul de răcire și puterea frigorifică specifică sînt cu atît mai favorabile cu cît cîmpul presiunilor din camera turbionatorului se deplasează spre valori mai reduse (a se compara de exemplu curbele *4*, *3*, *2* și *1* din fig. 6 *a*).

Este de subliniat influența deosebit de favorabilă asupra efectului de răcire Δt_r (în măsură mai redusă și asupra puterii frigorifice specifice $\mu \cdot c_p \cdot \Delta t_r$) a depresiunihlor create în racordul curentului rece realizate în cazul experimentărilor efectuate cu ajutorul unei pompe de vid. Foarte indicată, în acest scop, este folosirea unui ejector acționat de energia disponibilă a curentului cald [10].

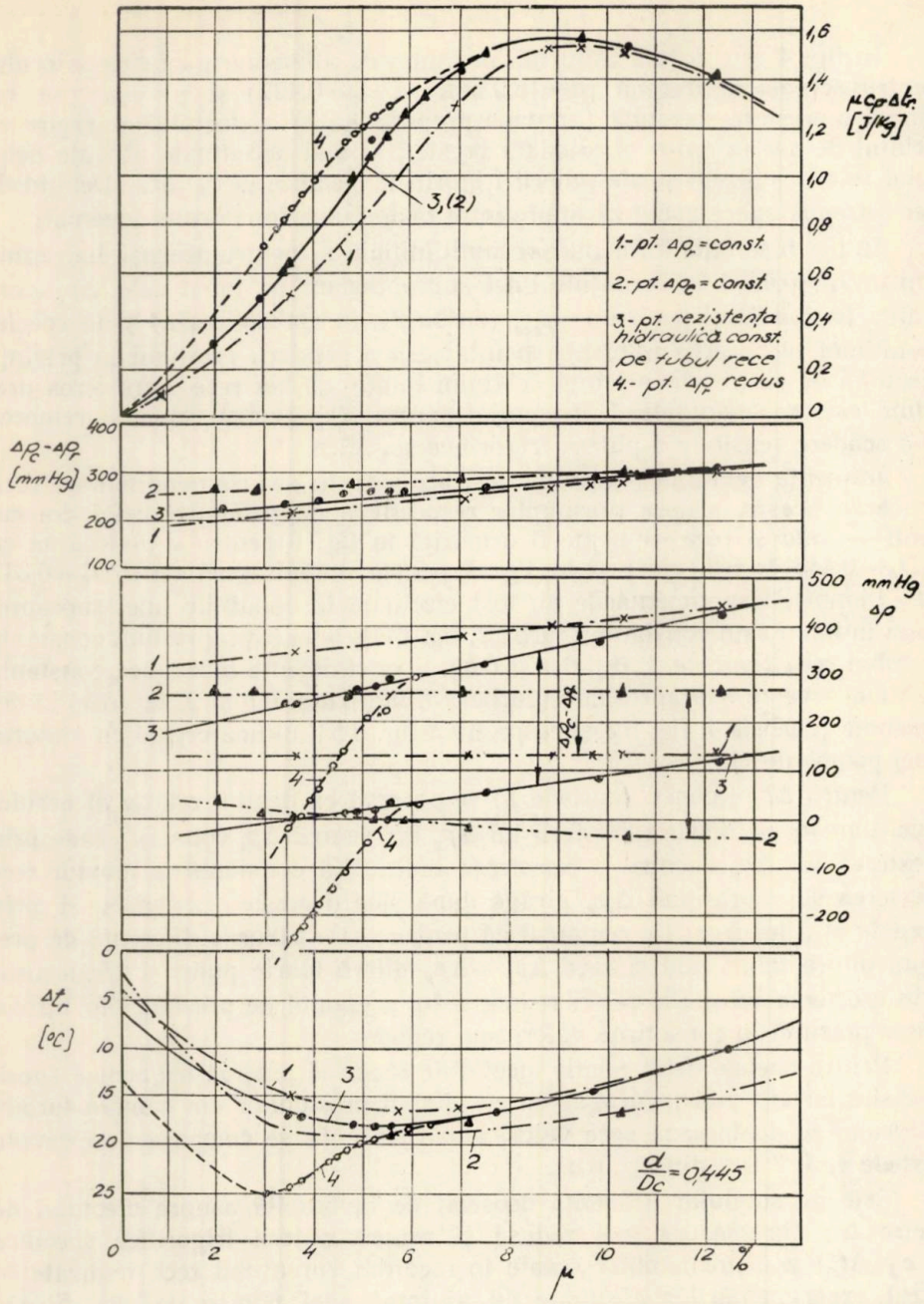
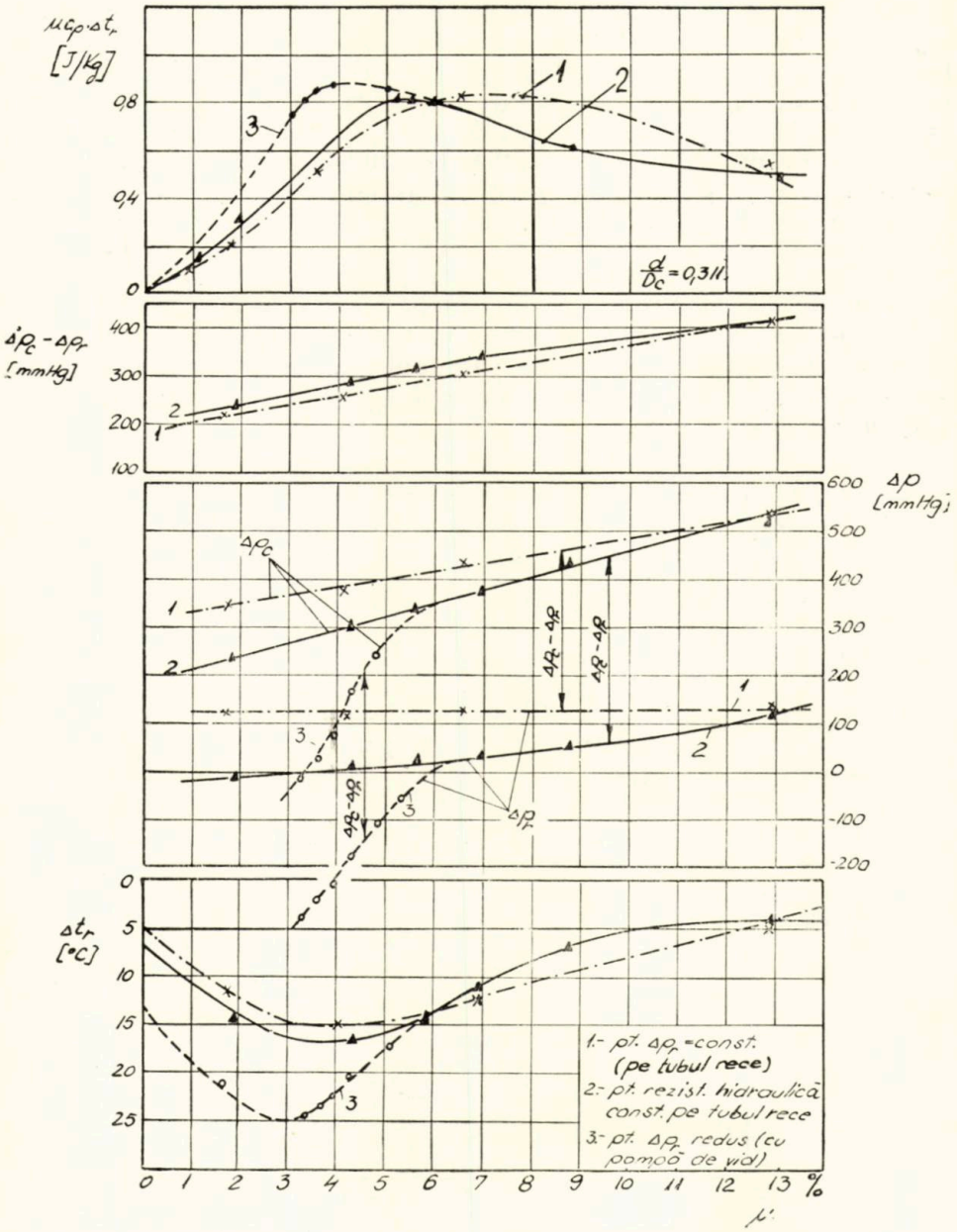


Fig. 6. Influența debitului relativ de aer rece

a — pentru o diafragmă cu $d/D_c = 0{,}445$; *b* — pentru o diafragmă cu $D_c = 0{,}311$.



și a presiunilor din tubul cald și cel rece :

(pentru ambele cazuri p_a=2,6 bar, $\dot{m}_a$=const.=18,7 .10^{-3} kg/s

Influența diametrului diafragmei asupra efectului de răcire poate fi urmărită în fig. 7 de unde rezultă că, în condițiile de experimentare ($p_a = 2{,}6$ bar și $m_a = 18{,}9 \cdot 10^{-3}$ kg/sec.), turbionatorul cercetat prezintă o valoare optimă a diametrului diafragmei pentru $d = 20$ mm corespunzînd unui raport $d/D_c = 20/45 = 0{,}445$, destul de apropiat de valoarea de 0,475 obținută în cazul turbionatoarelor obișnuite. Tot în fig. 7 se observă că diametre mai mari ale diafragmei sînt avantajoase sub aspectul lui μ_{opt} și al lui $\mu \cdot c_p \cdot \Delta t_r$, conducînd la valori mai mari. Influența diametrului diafragmei poate fi urmărită și în fig. 8 unde sînt reprezentate comparativ performanțele turbionatorului pentru diafragma cu $d = 14$ mm ($d/D_c = 0{,}311$) și pentru cea cu $d = 20$ mm ($d/D_c = 0{,}445$), pentru cazul unei rezistențe hidraulice pe tubul rece constante (curba de variație a lui Δp_r este aceeași pentru ambele cazuri). Se observă că influența diametrului este resimțită numai la valori relativ mari ale lui μ, mai mari decît μ_{opt}, fapt care poate fi explicat prin valorile sensibil mai ridicate ale cîmpului presiunilor din camera turbionatorului în cazul diafragmelor cu diametru mai mic.

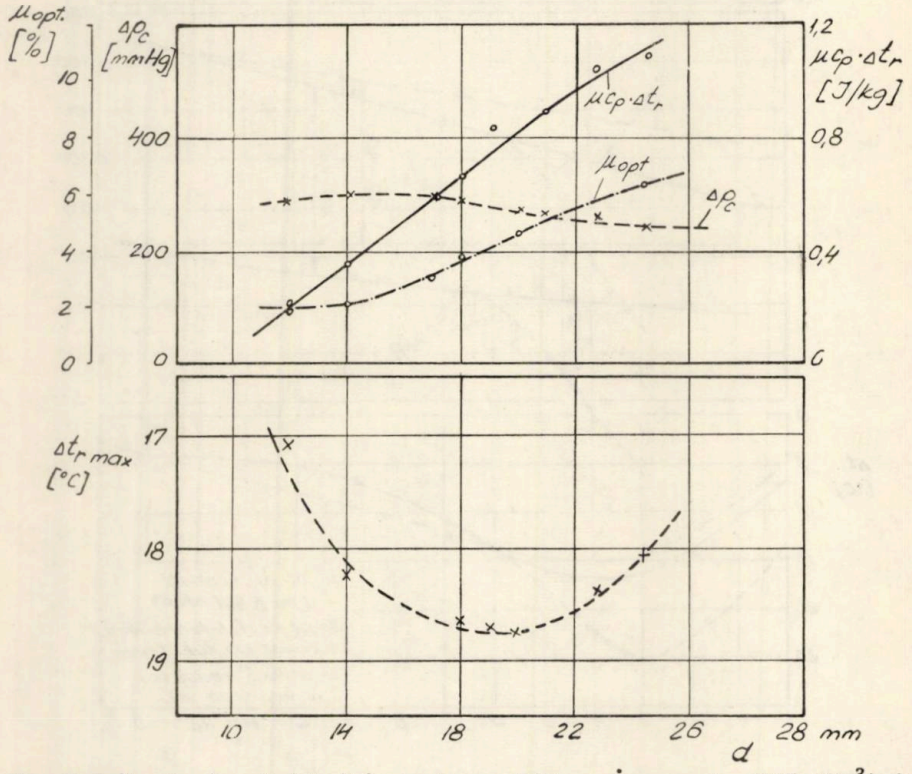


Fig. 7. Influența diametrului diafragmei ($p_a = 2{,}6$ bar ; $\dot{m}_a = \text{const.} = 18{,}65 \cdot 10^{-3}$ kg/s $\mu = \mu_{opt}$).

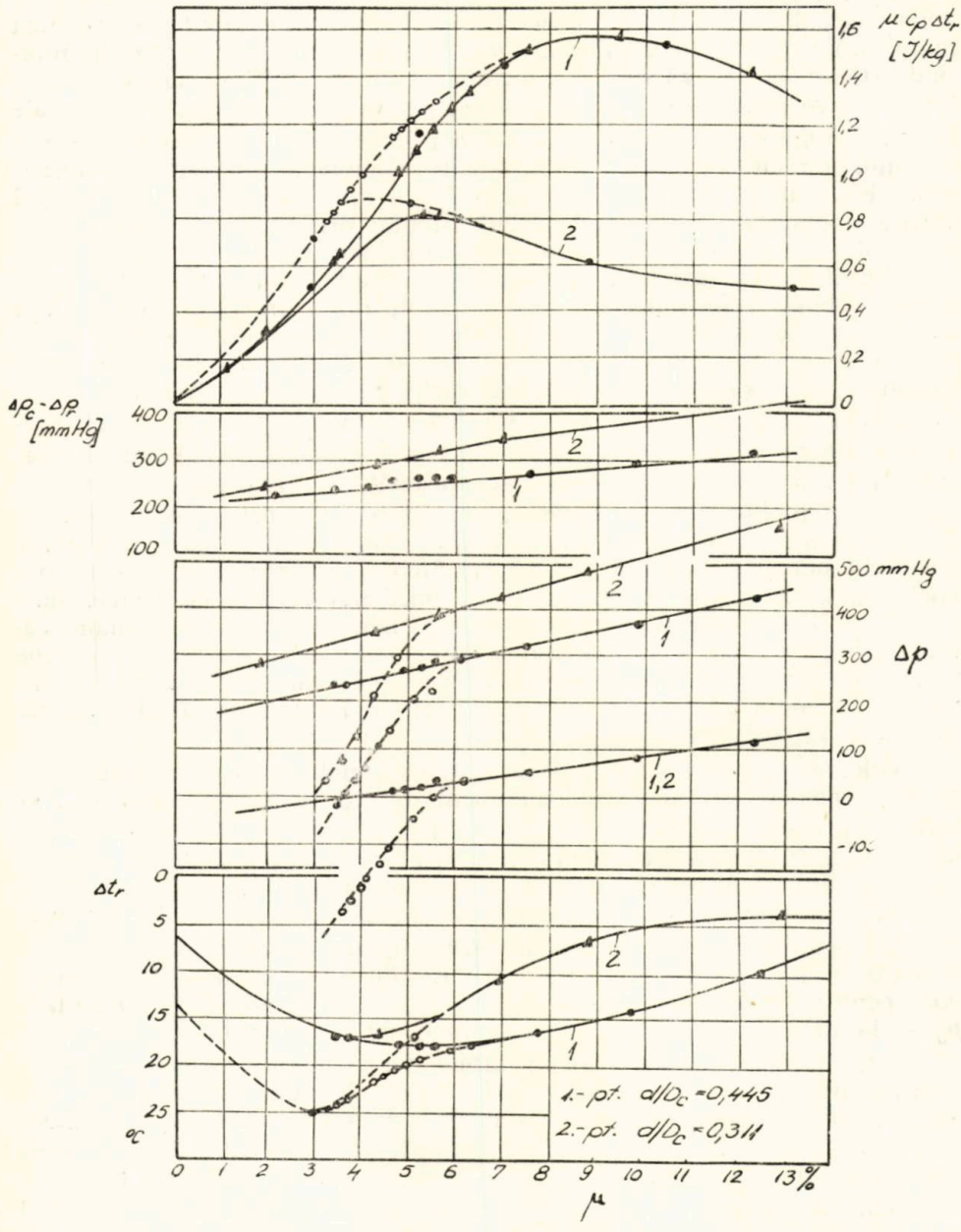


Fig. 8. Comparație între performanțele turbionatorului frigorific bidimensional pentru două diafragme diferite (p_a=2,6 bar ; $\dot{m}_a$=const.=18,9 · 10^{-3} kg/s).

Pentru valori relativ mici ale lui μ, înapoierile de aer din tubul rece în zona nucleului central de presiune scăzută au o importanță relativ mai mare, influențînd dezavantajos asupra cîmpului de temperaturi și înrăutățind astfel efectul de răcire; este tocmai ceea ce ar explica scăderea efectului de răcire pentru $\mu < \mu_{opt}$. Faptul că, pentru astfel de valori reduse ale debitului relativ μ, diametrul diafragmei influențează prea puțin asupra efectului de răcire s-ar putea explica printr-o acțiune de compensare a înrăutățirii efectului la diafragmele cu orificii mai mici cauzate de valorile mai mari ale presiunilor din camera turbionatorului, prin înapoierile mai masive de aer din tubul rece, la diafragmele cu orificii mai mari.

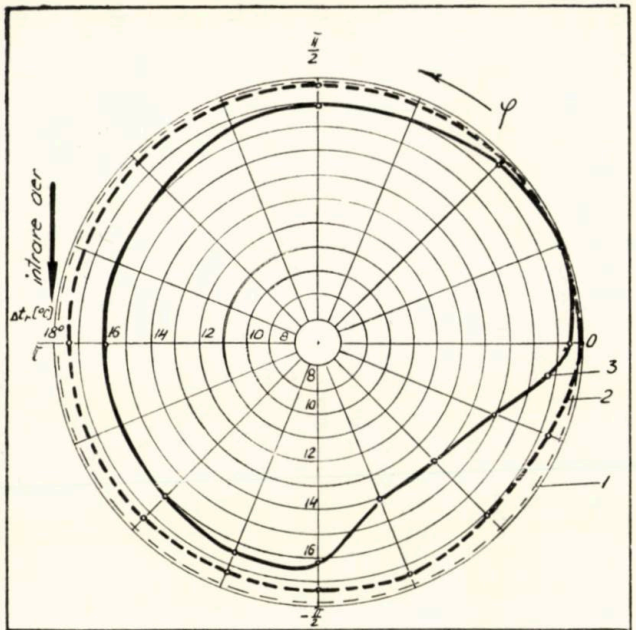
Pornind de la asimetria cîmpurilor de presiuni, de temperaturi și de viteze stabilită prin ridicarea acestora în lucrarea anterioară (vezi [1]; fig. 7), era de așteptat ca și performanțele turbionatorului să fie influențate de excentricitatea și unghiul de așezare φ a orificiului diafragmei. Rezultatele acestor căutări sînt redate în fig. 9 *a* și 9 *b* și în fig. 10.

Astfel în fig. 9 *a* este redată diagrama polară a efectului de răcire înregistrat pentru $\mu = \mu_{opt}$ (la $p_a = 2{,}6$ bar = const. și $\dot{m}_a$ = const.) pentru diafragma cu $d = 14$ mm la diferite excentricități ale acesteia ($e = 0$; 2,5; 7,3 mm) și în fig. 9 *b* este redată aceeași diagramă pentru diafragma cu $d = 21$ mm la $e = 0$ și $e = 2{,}5$ (curbele *2* și *3*) comparativ cu cea a diafragmei cu $d = 14$ mm și $e = 7{,}3$ mm (curba *1*). Ambele diagrame atestă existența unei disimetrii destul de pronunțate a nucleului central de temperatură coborîtă, disimetrie pusă în evidență cu atît mai accentuat cu cît diametrul diafragmei este mai mic și excentricitatea mai mare. Rezultatele optime în privința efectului de răcire se obțin pentru o așezare a diafragmei excentrice la un unghi φ decalat cu 180—220° față de intrarea aerului în cameră, în sensul curgerii.

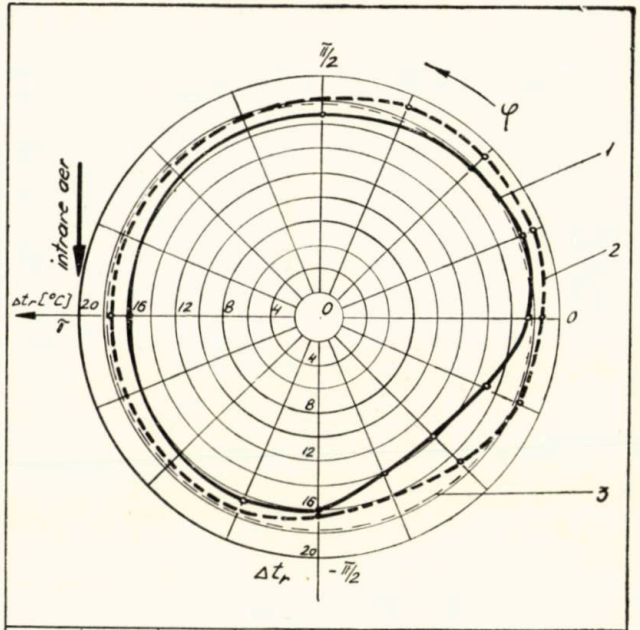
Valoarea optimă a excentricității orificiului diafragmei pe această direcție este, pentru condițiile de experimentare, $e_{opt} = 2{,}5$ mm [$(e/D_c)_{opt} = 0{,}0555$], lucru ce rezultă și din fig. 10. Din aceeași figură rezultă de asemenea că influența excentricității diafragmei este resimțită cu atît mai puternic cu cît diametrul orificiului acestuia este mai mare, fapt evident dacă ne gîndim la posibilitatea depășirii nucleului central al temperaturilor coborîte.

Existența unui astfel de nucleu central relativ liniștit este pusă clar în evidență de fotografiile înregistrate asupra cîmpului din camera de turbionare pentru cazul cînd $\mu = 0$, la diferite valori ale presiunii de alimentare p_a și la diferite valori ale suprapresiunii Δp_c, redate în fig. 11.

Este de observat că numai un turbionator de tipul celui cercetat poate permite înregistrarea unor astfel de fotografii. Nucleul central apare clar conturat prin depuneri evidente de zăpadă și de ghiață, înconjurate periferic de depuneri de rouă. Dimensiunile și forma acestui nucleu, ca și grosimea depunerilor depind de mărimea presiunii de alimentare p_a și de mărimea presiunii din cameră, determinată de mărimea suprapresiunii din tubul cald Δp_c. Se observă că mărirea presiunii de alimentare p_a (vezi și fig. 12) și reducerea suprapresiunii Δp_c din tubul cald acționează în același sens,



e mm	Δt_r max °C	μ %	μc_p Δt_r J/kg	Δp_c mm Hg	φ_opt.	Nr. curbei
0	17,74	2	0,357	291	–	1
2,5	18,0	2,5÷3,4	0,44÷0,59	280÷297	0	2
7,3	18,0	3,5÷7,4	0,57÷1,19	263÷300	+π/8	3



Diafragmă d (mm)	e mm	Δt_r max °C	μ %	μc_p·Δt_r J/kg	Δp_c mm Hg	φ_opt.	Nr. curbei
14	7,3	18	3,5÷7,5	0,57÷1,19	260÷300	+π/8	1
21	2,5	19,15	4,6÷7,0	0,67÷1,25	243÷276	+π/4	2
21	0	17,47	5,1	0,89	269	–	3

Fig. 9. Diagrama polară a efectului de răcire înregistrat la diferite excentricități e și unghiuri de așezare φ ale orificiului diafragmei:

a — pentru o diafragmă cu $d=14$ mm $(d/D_c=0{,}311)$; *b* — pentru o diafragmă cu $d=21$ mm $(d/D_c=0{,}466)$, ambele pentru $p_a=2{,}6$ bar; $\dot{m}_a=\text{const.}=18{,}8\cdot10^{-3}$ kg/s și $\mu=\mu_{opt}$.

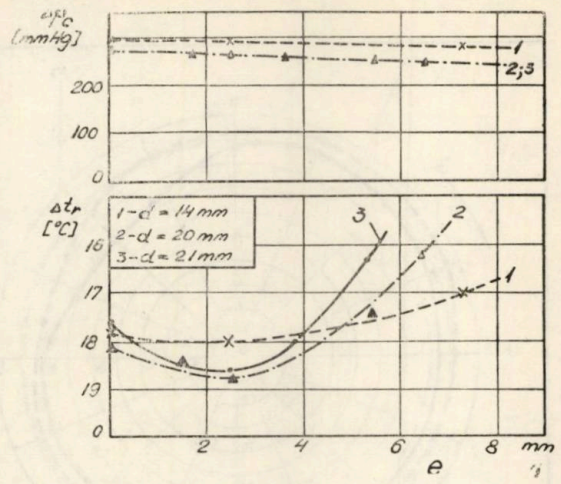


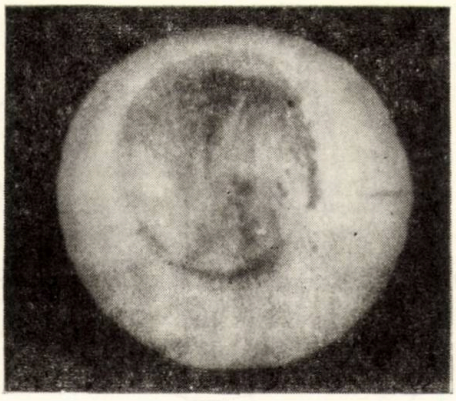
Fig. 10. Influența excentricității orificiului diafragmei (p_a=2,6 bar; $\dot{m}_a$=const.=18,7 · 10^{-3} kg/s și $\mu=\mu_{opt}$).

al măririi dimensiunilor nucleului central, în special în zona din amonte de ajutajul de alimentare (în sensul curgerii). Reducerea presiunii p_a și mărirea lui Δp_c conduc final la dispariția depunerilor de zăpadă. Pentru toate cazurile nucleul central apare de o formă apropiată de aceea a unei elipse cu axa mare decalată în sensul curgerii cu un unghi de aproximativ 208° și cu o excentricitate e=2,9 mm valori foarte apropiate de cele rezultate din diagrama polară a efectului de răcire (fig. 3); de altfel compararea acestei diagrame polare cu forma nucleului central înregistrat fotografic (vezi fig. 12) conduce la o asemănare geometrică destul de mulțumitoare cu atît mai mult cu cît debitarea aerului rece (în cazul măsurării efectului de răcire) nu poate să nu influențeze și asupra formei nucleului central.

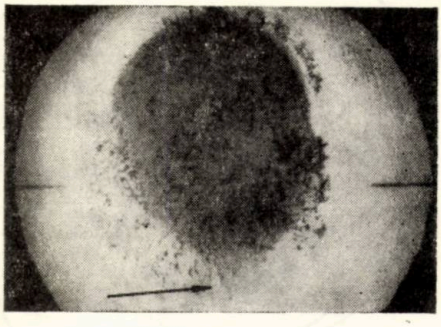
Pentru presiunea de lucru, la cele mai multe dintre experimentări p_a=2,6 bar, dimensiunile nucleului central pot fi apreciate, după depunerile de gheață la b=20,5 mm (b/D_c=0,456) lățime și a=25 mm lungime adică, referindu-ne la dimensiunea minimă (determinantă), în special, foarte apropiată de diametrul optim al diafragmei stabilit pe bază de măsurători $d_{opt}\cong$20 mm $(d/D_c)_{opt}$=0,445. Faptul că diametrul optim al diafragmei este ceva mai mic decît lățimea nucleului central înregistrată fotografic nu trebuie să surprindă deoarece, pe de o parte, diametrul optim al diafragmei a fost determinat pentru un orificiu central și nu excentric și pe de altă parte, așa cum s-a amintit și mai sus, debitarea de aer rece ($\mu\neq0$) nu poate să nu influențeze și asupra formei și dimensiunilor nucleului central.

Variația formei și dimensiunilor nucleului central cu presiunea de alimentare p_a și cu suprapresiunea Δp_c conduce la concluzia că diametrul optim al diafragmei trebuie să depindă și el de acești parametri; de aici probabil și diversitatea valorilor indicate pentru $(d/D_c)_{opt}$ de diferiții cercetători (în cazul tubului Hilsch-Ranque clasic).

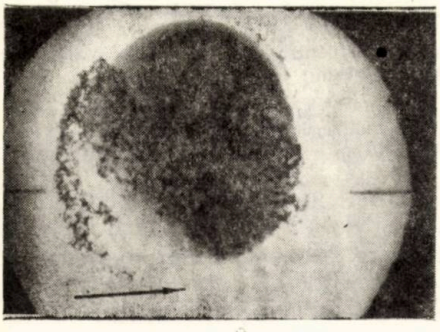
Imbunătățirea efectului de răcire prin profilarea orificiului diafragmei după nucleul de gheață înregistrat fotografic (vezi datele din tabela 1,



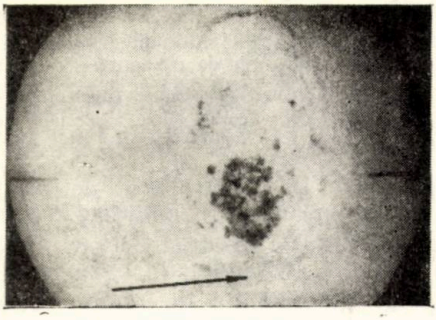
a



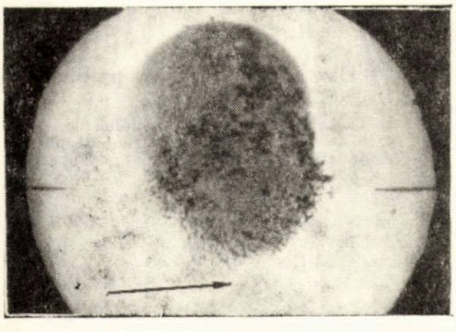
d



b



e

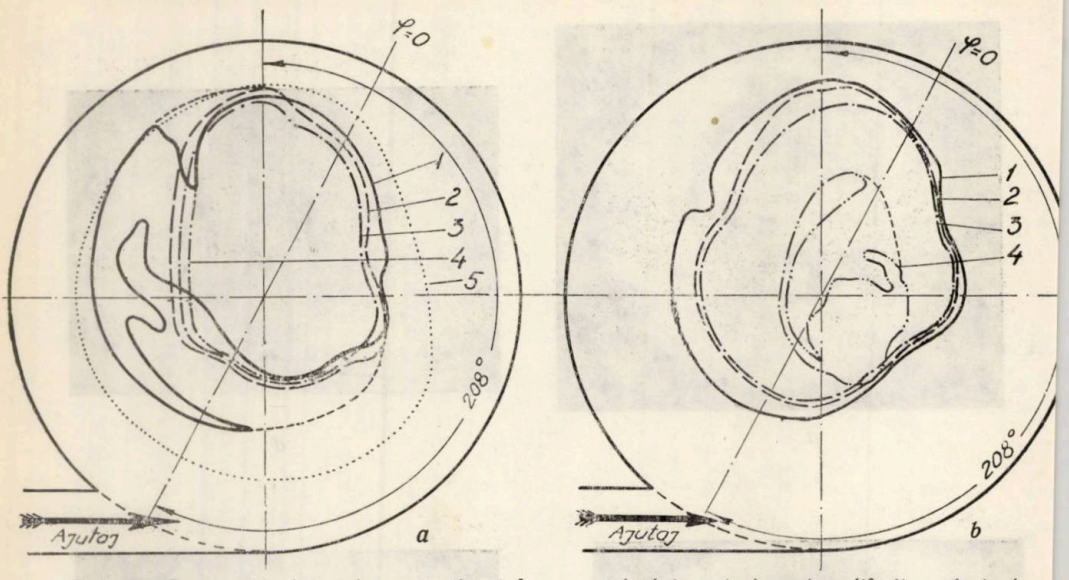


c

Fig. 11. Fotografii ale nucleului central (cu depuneri de zăpadă și gheață pentru $\mu=0$ și diferite valori ale presiunii de alimentare p_a și ale suprapresiunii din tubul cald Δp_c:

a și *b* — $p_a=3{,}2$ bar; $\Delta p_c \cong 0$; *c* — $p_a=2$ bar; $\Delta p_c \cong$; *d* — $p_a=2{,}6$ bar; $p_c=90$ mmHg; *e* — $p_a=2{,}6$ bar; $\Delta p_c=410$ mmHg. (Fotografiile au fost executate în contralumină).

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848



Fgi. 12. Comparație între dimensiunile și forma nucleului central pentru diferite valori ale presiunii de alimentare p_a și ale suprapresiunii din tubul cald Δp_c:

a — tub cald deschis complet ($\Delta p_c=0$); *1* — $p_a=3{,}2$ bar; *2* — $p_a=1{,}9$ bar; *3* — $p_a=1{,}6$ bar; *4* — $p_a=1{,}3$ bar; *5* — curba polară a efectului de răcire pentru diafragma cu $d=14$ mm, și $e=7{,}3$ mm; *b* — $p_a=2{,}6$ bar; *1* — $\Delta p_c=90$ mmHg; *2* — $\Delta p_c=202$ mmHg; *3* — $\Delta p_c=300$ mmHg; *4* — $\Delta p_c=410$ mmHg.

poz. 17, 18 și 19) este de asemenea un indiciu că nucleul central al turbionatorului își păstrează configurația și în timpul debitării aerului rece ($\mu\neq 0$). S-au încercat și alte profilări ale orificiului diafragmei (vezi fig. 13) avînd la bază fie nucleul depunerilor de zăpadă, fie profilul polar al efectului de răcire. Rezultatele măsurătorilor sînt redate în ta-

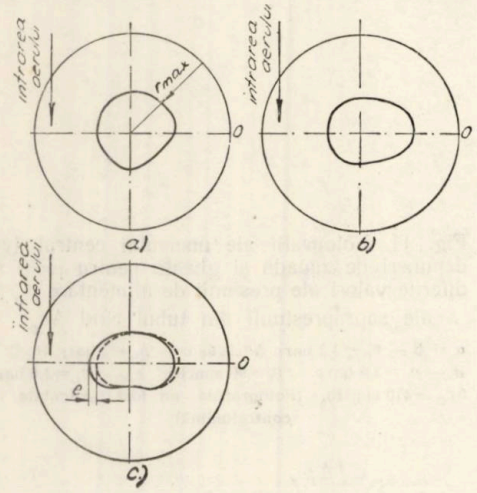


Fig. 13 Diafragma cu orificii profilate încercate:

a — după profilul polar al efectului de răcire (fig. 9); *b* — după cîmpul depunerilor de gheață; *c* — după cîmpul depunerilor de gheață modificat.

belul 1 și indică și ele o cale de îmbunătățire în continuare a performanțelor turbionatorului cercetat.

În tabelul 1 mai sînt redate și alte rezultate cu privire la performanțele turbionatorului sub influența altor parametri constructivi ca grosimea diafragmei, ascuțirea muchiilor acesteia și dimensiunile tubului rece. De reținut este numai influența favorabilă a grosimii cît mai reduse a diafragmei (sau cel puțin al ascuțirii muchiilor, cu dispunerea teșiturii în aval) și a influenței defavorabile a apropierii diametrului tubului rece de acela al orificiului diafragmei.

5. CONCLUZII

Concluzia cea mai importantă ce se desprinde din cele prezentate mai sus este aceea ce răspunde problemei localizării efectului de răcire, obiectiv principal propus în lucrare. Rezultatele obținute, atît prin fotografierea depunerilor de gheață pe pereții transversali ai camerei de turbionare (pentru $\mu=0$) cît și prin măsurarea efectului de răcire, întru totul comparabil cu cel obținut în cazul turbionatorului tip Hilsch-Ranque atestă că efectul de răcire este localizat în camera de turbionare și este un atribut al cîmpului de presiuni, de viteze și de temperaturi format în urma turbionării mediului de lucru (vezi [5]).

În continuare, se pune problema dacă totuși prezența tubului cald nu are nici o contribuție la creșterea efectului de răcire sau la îmbunătățirea eficienței turbionatorului. Comparînd rezultatele obținute în privința efectului de răcire în cadrul lucrării de față cu cele obținute de diferiți cercetători pentru turbionatorul cu tubul cald în prelungirea camerei de turbionare (vezi fig. 14), se pare că întregul efect de răcire se produce exclusiv în cameră și că deci prezența tubului cald sau lungirea camerei de turbionare nu ar avea nici o contribuție favorabilă în acest sens.

Observație: Este adevărat că rezultatele obținute în lucrarea de față în privința efectului de răcire sînt inferioare întrucîtva celor înregistrate pentru

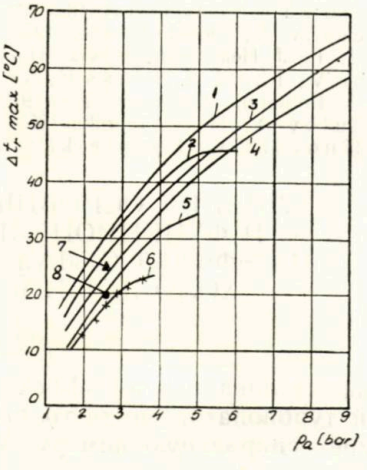


Fig. 14. Efectul de răcire maxim obținut (vezi și [11]):
1 — după datele lui Merculov (D_c=16 mm); *2* — după datele lui Martînovski și Alexeev (D_c=16 mm); *3* — după datele lui Hilsch (D_c=16 mm); *4* — după datele lui Dubinski (D_c=54 mm); *5* — după [9] (D_c=30 mm); *6* — după datele lucrării de față (D_c=45 mm); d_c(D_c=1/6,43); *7* — idem, în condițiile unei diafragme cu orificiu excentric, profilat; *8* — idem, în condițiile unei depresiuni în tubul rece.

turbionatorul clasic, cu tub cald (curba *6* se află sub toate celelalte curbe) dar primele patru curbe corespund unui diametru al camerei $D_c = 16$ mm de aproape de trei ori mai mic, cu efect de răcire evident mai puternic. Față de efectul de răcire corespunzător unei camere de turbionare cu $D_c = 54$ mm (curba *5*), rezultatele obținute în lucrarea prezentă sînt foarte apropiate chiar pentru cazul utilizării unei diafragme centrale (curba *6*) și devin și mai apropiate pentru cazul utilizării unei diafragme excentrice sau cu orificiu profilat (punctul 8). Este de observat de asemenea, așa cum s-a scos în evidență mai sus (vezi fig. 4) că turbionatorul experimentat dispune de rezerve importante în mărirea efectului de răcire și a performanțelor sale prin mărirea debitului de alimentare (prin utilizarea mai multor ajutaje sau a unui ajutaj cu diametru d_a mai mare ; în situația actuală raportul $d_a/D_c = 1/6{,}43$ a fost admis prea mic, mult mai mic decît valorile stabilite ca optime).

Se pare deci că principala contribuție a prezenței tubului cald (în continuarea camerei de turbionare) rămîne numai aceea a măririi debitului relativ de aer rece μ și deci și a eficienței, prin împiedicarea înapoierii gazului rece în zona nucleului central de presiune scăzută al turbionatorului. (În cazul turbionatorului clasic, curgerea inversă a gazului înspre zona de presiune scăzută a nucleului central se face numai în tubul cald cu o suprapresiune mai mare, după cum s-a văzut, decît cea din tubul rece). Cercetările programate pentru viitor vor putea răspunde probabil și acestei probleme.

BIBLIOGRAFIE

1. Barbu V., Theil H., Neiss F., Negru D., Bulet. științific și tehnic al Institutului Politehnic Timișoara, Tom. 11(25), Fasc. 1, 1966, p. 117—129.
2. Sibulkin M., J. of Fluid Mechanics, Vol. 12 (1962), part. 2, p. 269—293.
3. Erdelyi I., Forsch. Ing. Wesen, 28 (1962), Nr. 6, p. 181—186.
4. Vulis L. A., Kostrița A. A., Teploenergetika, 1962, Nr. 10, p. 72—77.
5. Barbu V., Theil H., Negru D., Neiss F., Bulet. științific și tehnic al Institutului Politehnic Timișoara, Tom. 9(23), Fasc. 1, 1964, p. 45—56.
6. Sokolov Ia. E., Teploenergetika, 1966, Nr. 7, p. 62.
7. Merculov A., Holod. Tehnika, 1958, Nr. 3, p. 31—37.
8. Lay I. E., J. Heat Transfer, Vol. 81 (1959), Nr. 3, p. 202—222.
9. Barbu V., Theil H., Neiss F., Negru D., Bulet. științific și tehnic al Institutului Politehnic Timișoara, Tom. 9(23), Volum special, 1964, pag. 88—98.
10. Merkulov A., Holod. Tehnika 1959, Nr. 5, p. 8.
11. Martînovski V., Paruleikar B., Holodilnaia Tehnika, 1960, Nr. 1, p. 3—8.

ВЛИЯНИЕ ОСНОВНЫХ КОНСТРУКТИВНЫХ И ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ЭФФЕКТ ОХЛАЖДЕНИЯ ДВУХМЕРНОГО ХОЛОДИЛЬНОГО ТУРБИОНАТОРА

(РЕЗЮМЕ)

С целью локализации эффекта охлаждения рассматривается холодильный турбионатор местного производства с выхлопом теплого воздуха через спиральную камеру. Указывается что эффект охлаждения

имеет место в камере завихрений и является атрибутом поля давлений и скоростей, что подверждается существованием этого эффекта даже в случае закрытия холодной трубы.

В работе производится также исследование охлаждающего эффекта под влиянием основных факторов от которых зависит термодинамическое состояние газа при входе, расход питания, относительный расход холодного газа, давление обоих потоков после сепарирования, диаметр диафрагмы сепарирования, её эксцентриситет, геометрия, и т. д.

DER EINFLUSS DER WICHTIGSTEN KONSTRUKTIONS- UND BETRIEBSGRÖSSEN EINES ZWEIDIMENSIONALEN WIRBELROHRES AUF DESSEN KÜHLEFFEKT

(ZUSAMMENFASSUNG)

Um den Kühleffekt zu lokalisieren, wurde ein Wirbelrohr eigener Bauart untersucht, bei welchem der warme Luftstrom durch eine Spiralkammer ewakuiert wird. Es wird gezeigt, dass der Kühleffekt in der Wirbelkammer auftritt und ein Attribut des Druck- und Geschwindigkeitsfeldes in dieser Kammer ist; diese Schlussfolgerung wird durch das Vorhandensein des Kühleffektes, auch im Falle in dem das Kaltrohr geschlossen wurde, bestätigt. Die Arbeit enthält desgleichen die Untersuchung des Kühleffektes unter dem Einfluss der wichtigsten Grössen von denen der thermodynamische Eintrittszustand, die eingeführte Luftmenge, die relative Kaltluftmenge, der Druck der beiden Luftströme — nach ihrer Teilung, der Blendedurchmesser, die Exzentrizität und die Geometrie der Blende u.a. abhängt.

CONTRIBUȚII LA METODELE DE DESFĂȘURARE A CAMERELOR SPIRALE *

DE

L. BARNA, L. CZEIZLER, C. CĂLNICEANU, T. NĂMOLOIU

1. In literatura de specialitate pentru desfășurarea camerei spirale se folosesc plane verticale care conțin axul și care divid această suprafață teoretică în mai multe tronsoane. De obicei aceste plane formează unghiuri diedre egale. Secțiunile rezultate din calculul hidraulic sînt curbe deschise ale căror forme sînt determinate și constituie profilele tronsoanelor care urmează a se desfășura.

Suprafața teoretică a unui tronson al camerei spirale, cuprins între două curbe de profil vecine, care limitează tronsonul, este cu dublă curbură, deci nedesfășurabilă. Pentru a desfășura această suprafață este necesar, ca ea să fie înlocuită cu altă suprafață riglată desfășurabilă, generată prin deplasarea unei drepte generatoare G care se sprijină pe cele două curbe de profil (curbe directoare). Trasîndu-se un număr de generatoare G_0, $G_1 \ldots G_n$ se obține o suprafață curbă și riglată care se poate descompune în patrulatere strîmbe, care au cîte două laturi arce de curbă (fig. 1).

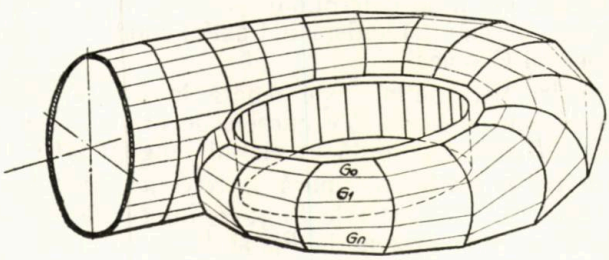


Fig. 1.

Se duce cîte o diagonală în fiecare patrulater astfel obținut, iar prin metoda triangulației se desfășoară suprafața înlocuitoare a tronsonului respectiv. Analog se desfășoară și celelalte tronsoane.

În principiu toți autorii folosesc această metodă de desfășurare a tronsoanelor camerei spirale, deosebindu-se numai după modul de trasare a generatoarelor G.

---

* Lucrare comunicată la sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. la data de 10 ... 12 mai 1968.

Astfel după Gamse [1], Bundjulov [2] etc. cele două curbe de profil care limitează tronsonul se împart în părți egale.

Prin unirea punctelor de diviziune corespunzătoare se obțin generatoare. Totalitatea generatoarelor formează suprafața tronsonului care apoi urmează să se desfășoare.

Prin aceste metode folosite la desfășurarea camerei spirale, suprafețele înlocuitoare obținute, deși sînt riglate sînt totuși nedesfășurabile, ele fiind strîmbe, deoarece generatoarele s-au trasat în mod arbitrar.

2. În lucrarea prezentă se dă o nouă metodă pentru desfășurarea tronsoanelor care compun camera spirală, în care suprafața riglată înlocuitoare este desfășurabilă.

Conform teoremei lui Chasles [3] o suprafață riglată este desfășurabilă dacă planele tangente în lungul oricărei generatoare se confundă.

În cazul unui tronson al camerei spirale, problema se reduce la determinarea unei suprafețe desfășurabile, care se reazămă pe două curbe de profil (directoare) C_1 și C_2 conținute în planele P_1 și P_2 (fig. 2).

Curbele deschise C_1 și C_2 sînt profilele unui tronson.

Dreapta de intersecție OZ a planelor P_1 și P_2 se confundă cu axul camerei spirale (fig. 2). Pentru a se trasa generatoarele suprafeței desfășurabile a tronsonului, se duc prin punctele de diviziune A_0, $A_1 \ldots A \ldots A_n$, de pe curba de profil C_1, tangente care intersectează axul OZ în punctele $T_0, T_1 \ldots T \ldots T_n$. Prin aceste puncte se duc tangente la curba de profil C_2, obținîndu-se astfel punctele de tangență B_0, $B_1, \ldots B \ldots B_n$. Unindu-se punctele de diviziune corespunzătoare de pe cele două curbe de profil se determină generatoarele G_0, $G_1 \ldots G \ldots G_n$ ale suprafeței înlocuitoare. Această suprafață este desfășurabilă deoarece planele tangente în punctele A și B se confundă, ele fiind determinate de tangentele concurente AT, BT și de generatoarea AB (fig. 2) satisfăcînd astfel condiția de desfășurabilitate conform teoremei lui Chasles.

Aceeași construcție, spațial, este redată în fig. 3 pentru un tronson curent al camerei spirale limitat de curbele de profil C_1 și C_2. Se observă că generatoarea AB este conținută în planul tangent ABT la tronson.

Pentru construcția grafică în epură a proiecției orizontale ab a generatoarei AB, se rabat planele verticale P_1 și P_2 împreună cu curbele de profil C_1 și C_2, în jurul urmelor orizontale P_{1h} și P_{2h}, obținîndu-se astfel curbele rabătute C_{1r} și C_{2r}. Rabaterea se face pe planul orizontal care se confundă cu planul de simetrie a camerei spirale. În același timp se rabate și axul OZ în pozițiile OZ_1 și OZ_2. Din poziția rabătută A_r a punctului arbitrar A, se duce o tangentă care intersectează axul rabătut OZ_1 în punctul T_1. Se poartă, printr-un arc de cerc cu centrul în O, segmentul OT_1 și se obține punctul T_2 pe axul rabătut OZ_2. Din punctul T_2 se duce tangenta la curba C_2 obținîndu-se astfel punctul de tangență B_r. Ridicîndu-se rabaterea planelor P_1 și P_2 se obțin proiecțiile orizontale a și b ale punctelor de tangență A și B. Proiecția orizontală a generatoarei AB este ab (fig. 3).

În mod analog se obțin și alte generatoare care determină astfel suprafața tronsonului respectiv.

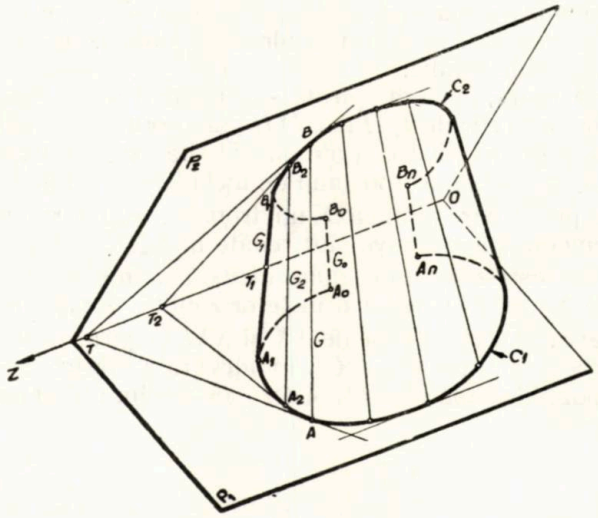

C2
B
P2
B2
Bn
O
B1
B0
G1
G0
An
T1
G2
A0
T2
G
T
A1
C1
Z
A2
A
P1

Fig. 2.

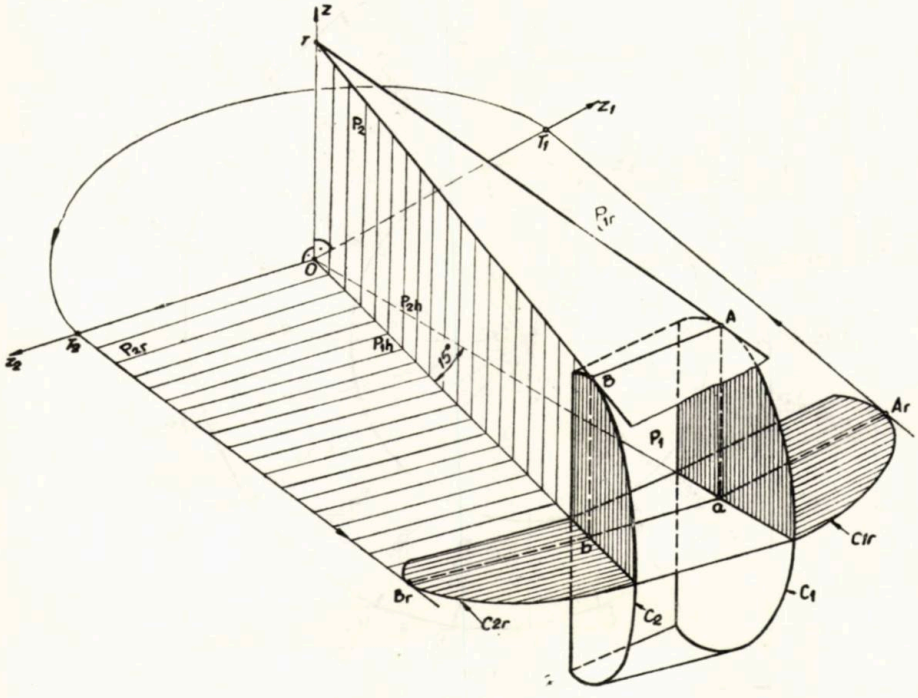

Z
T
Z1
P2
T1
P1r
O
P2h
A
T2
P2r
P1h
15°
Z2
B
Ar
P1
a
C1r
b
Br
C1
C2r
C2

Fig. 3.

3. Aplicarea noii metode la desfăușrarea camerei spirale.

Metoda preconizată mai sus, s-a aplicat și verificat pe construcția unei camere spirale care a fost realizată și ale cărei dimensiuni au fost determinate printr-un calcul hidraulic.

Pentru desfășurare, camera spirală s-a împărțit în 21 tronsoane curente cu ajutorul planelor verticale *I, II ... XXII* care conține axul *OZ* și care formează între ele unghiuri diedre egale cu 15°. La cele 21 tronsoane curente astfel obținute se mai adaugă tronsonul de închidere și cel de intrare (fig. 4).

Curbele de profil care limitează un tronson, sînt formate din arce de cerc a căror elemente constructive sînt redate în fig. 4.

În fig. 5 s-a desfășurat după noua metodă numai tronsonul limitat de planele verticale *XX* și *XXI* avînd urmele orizontale notate cu XX_h și XXI_h

Prin rabatarea planelor verticale *XX* și *XXI* în jurul urmelor orizontale, s-au obținut curbele rabătute C_{1r} și C_{2r} în adevărata mărime ; în același timp s-au obținut și pozițiile rabătute OZ_1 și OZ_2 ale axului *OZ* al camerei spirale.

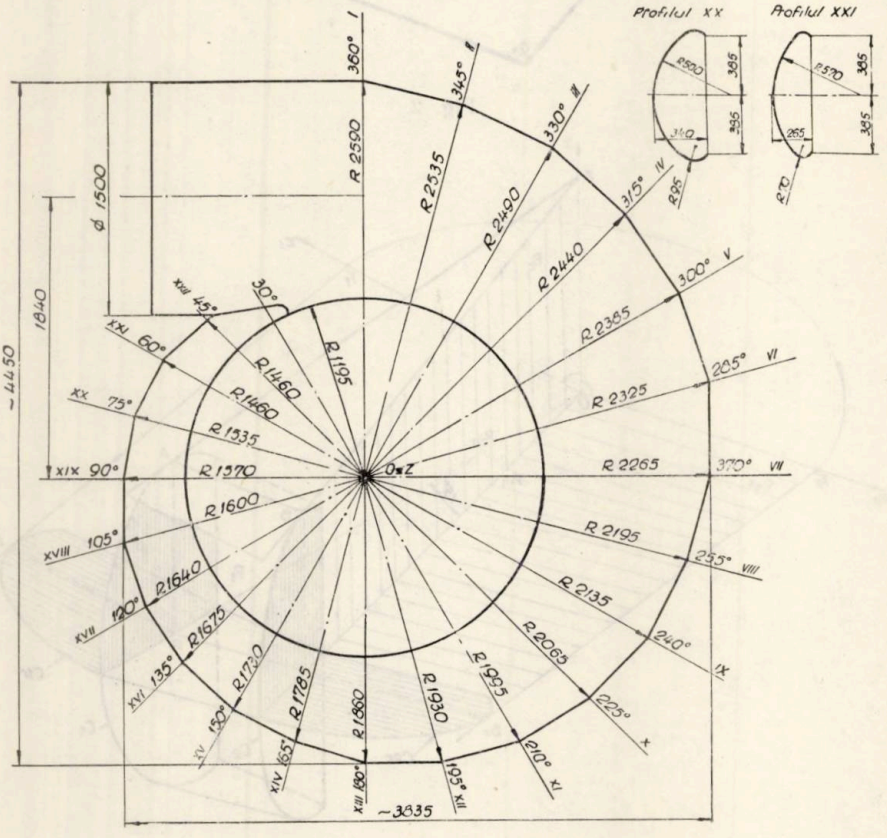


Fig. 4.

Cele două curbe de profil rabătute C_{1r} și C_{2r} sînt formate din cîte două arce de cerc ale căror raze sînt date ($R=500$, $r=95$, $R_1=570$, $r_1=70$) fig. 4 și 5 *a*.

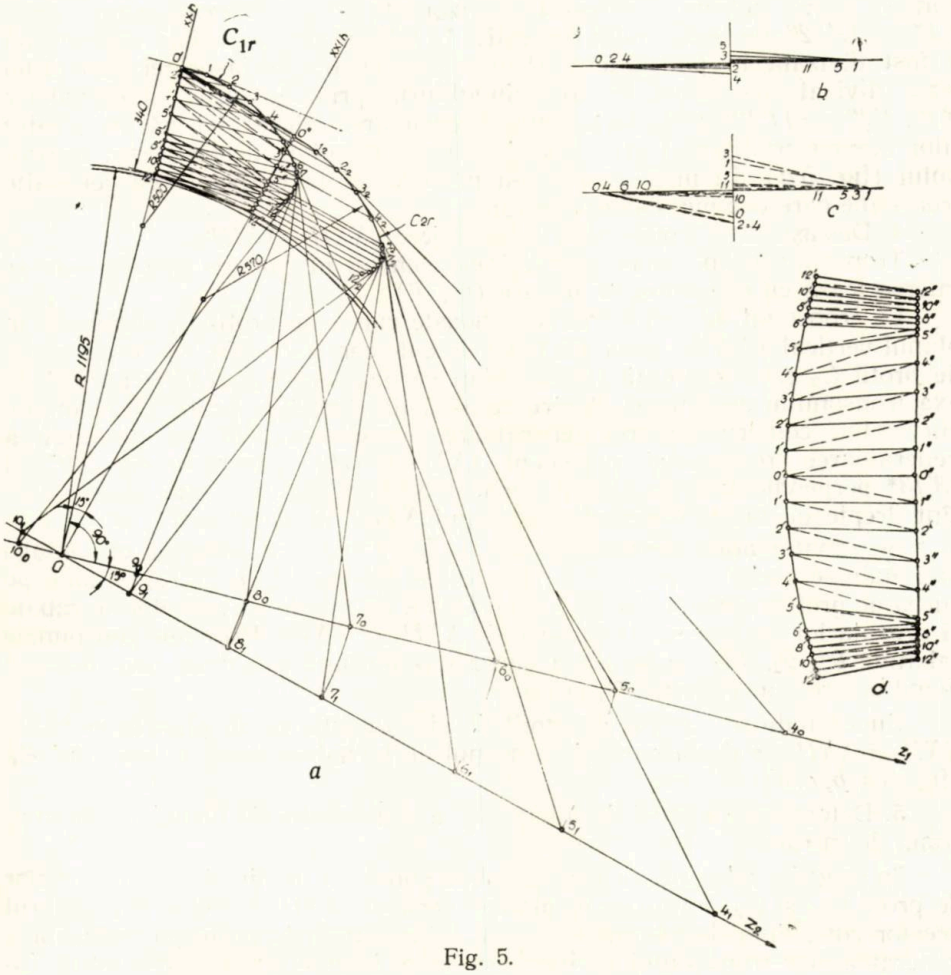


Fig. 5.

Arcele de cerc care compun curba de profil rabătută C_{1r}, s-au împărțit în același număr de părți egale, obținîndu-se astfel punctele de diviziune *0*, *1* ... *12*. Prin punctele de diviziune s-au trasat tangente la curba de profil C_{1r}, care au intersectat axul OZ_1 în punctele 0_0, 1_0 ... 12_0. S-au purtat aceste puncte de pe axul rabătut OZ_1 pe OZ_2, obținîndu-se punctele 0_1, 1_1 ... 12_1. Din aceste puncte, s-au dus tangente la profilul C_{2r}, obținîndu-se astfel punctele de tangență $0''$, 1_2 ... 12_2 care sînt punctele de diviziune corespunzătoare ale curbei de profil C_{2r}.

Prin ridicarea rabaterii planelor verticale *XX* și *XXI* se obțin pe urmele lor orizontale XX_h și XXI_h proiecțiile orizontale ale punctelor de diviziune *0', 1' ... 12'* respectiv *0'', 1'' ... 12''*. Prin unirea corespunzătoare a acestor puncte s-au obținut proiecțiile orizontale ale generatoarelor *0'0''*, *1'1'' ... 12'12''* ale tronsonului respectiv. În felul acesta suprafața tronsonului a fost divizată în patrulatere. Pentru construcția desfășuratei suprafeței s-au divizat patrulaterele în triunghiuri, prin trasarea diagonalelor *0'1''*, *1'2'' ... 11'12''* (fig. 5 *a*). După determinarea adevăratei mărimi a laturilor acestor triunghiuri (fig. 5 *b* și 5 *c*) s-a trecut la desfășurarea tronsonului (fig. 5 *d*). În mod analog s-a procedat și la desfășurarea celorlalte tronsoane care compun camera spirală.

4. Desfășurarea tronsonului de închidere (*XXII—XXIII*).

Tronsonul de închidere este ultimul element al camerei spirale care se intersectează cu elementul de intrare (fig. 6)

La tronsonul de închidere, se cunoaște curba de profil C_1 conținută în planul vertical *XXII* formată din două arce de cerc ($R=570$, $r=70$ iar curba de profil C_2 este conținută într-un plan vertical arbitrar *XXIII*, paralel cu axa tronsonului de intrare. Pentru construcția curbei de profil C_2 se impun din motive constructive trei generatoare și anume: *0'0''* în prelungirea generatoarei tronsonului precedent (*XXI—XXII*), generatoarele *9'9''* și *13'13** perpendiculare pe planul vertical *XXII*. Cele trei generatoare, care sînt drepte de nivel, intersectează planul *XXIII* în punctele *0''*, *9''* și *13**.

Se rabat planele verticale *XXII* și *XXIII* în jurul urmelor orizontale, obținîndu-se curba de profil C_{1r} și cele trei puncte *0''*, 9_2 și 13_2^* situate pe curba de profil rabătută C_{2r} (fig. 6 *a*). Odată cu rabaterea planelor se rabate și dreapta lor de intersecție în pozițiile XXII_1 și XXI_1. Prin cele trei puncte rabătute *0''*, 9_2, 13_2^* se trasează curba C_{2r} formată din două arce de cerc avînd centrele în punctele O_1 și O_2.

Cunoscîndu-se curbele de profil C_1 și C_2 conținute în planele verticale *XXII* și *XXII*, se desfășoară și tronsonul de închidere după aceeași metodă (fig. 6 *a, b, c, d*).

5. Determinarea liniei de intersecție a tronsonului de închidere cu tronsonul de intrare.

În pozițiile rabătute, se cunosc cotele punctelor de diviziune ale curbelor de profil C_{1r} și C_{2r} conținute în planele verticale *XXII* și *XXIII*. Cu ajutorul acestor cote, linia de pămînt fiind *XX*, se construiește proiecția verticală a generatoarelor tronsonului de închidere, care intersectează tronsonul de intrare T_1 în punctele 0_3, $1_3 \ldots 13_3$ reprezentate în proiecție orizontală și verticală (fig. 6 *a*). Unindu-se aceste puncte se determină proiecția orizontală a liniei de intersecție dintre tronsoanele de închidere și de intrare (fig. 6 *a*).

Pe desfășurata tronsonului de închidere fig. 6 *d* cu ajutorul adevăratelor mărimi (fig. 6 *c*) se construiește transformata liniei de intersecție, prin unirea punctelor 0_4, $1_4 \ldots 13_2^*$.

Pentru construcția tronsonului de închidere se utilizează din desfășurată, numai suprafața cuprinsă între transformata de profil C_1 și transformata liniei de intersecție (fig. 6 *d*).

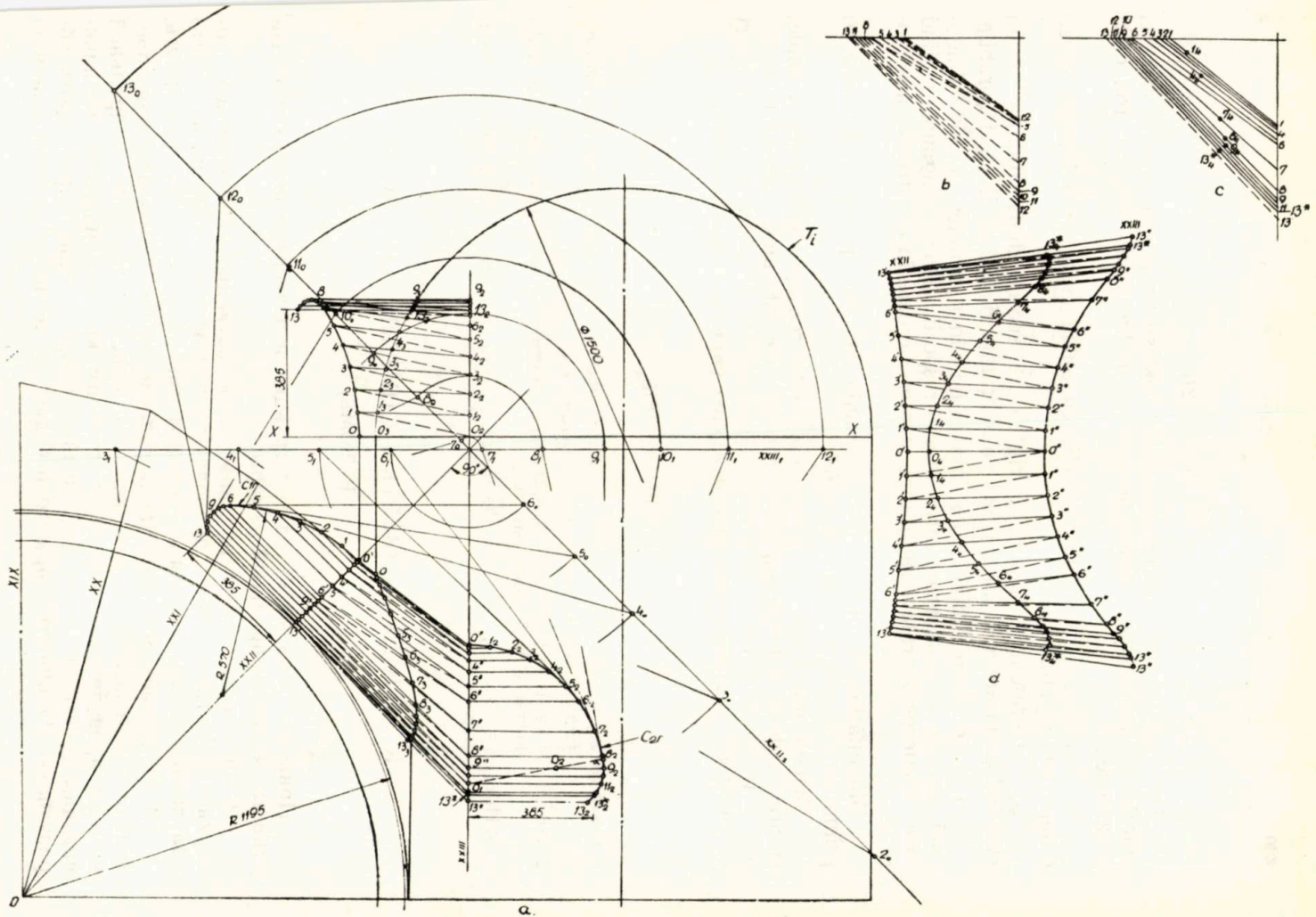


Fig. 6. Desfășurarea elementului de închidere

6. CONCLUZII

Din cele de mai sus rezultă că la desfăşurarea tronsoanelor camerei spirale după metodele folosite pînă acum în literatură se comit trei erori şi anume :

a) Suprafaţa tronsonului teoretic cu dublă curbură se înlocuieşte cu o suprafaţă riglată.

b) Generatoarele suprafeţei riglate se succed după anumite reguli (variind de la autor la autor) fără ca suprafaţa riglată să fie desfăşurabilă.

c) Generatoarele divid suprafaţa riglată în patrulatere a căror diagonală serveşte la desfăşurarea tronsonului respectiv. Aceste diagonale nefiind însă situate pe suprafaţa riglată, se comite o eroare în construcţia desfăşuratei.

Dificultăţile întîmpinate la construcţia camerei spirale se datoresc în primul rînd acestor categorii de erori.

Metoda prezentată în lucrarea de faţă reuşeşte să elimine complet eroarea a doua, întrucît suprafaţa riglată care înlocuieşte suprafaţa teoretică a tronsonului este o suprafaţă desfăşurabilă şi aduce astfel un aport la îmbunătăţirea proiectării şi construcţiei camerelor spirale sudate.

BIBLIOGRAFIE

1. Gamse S. M., Goldscher A. I., *Technologie der Herstellung Von Grosswasserturbinen*, V.E.B. Verlag Tehnik Berlin 1954.

2. Bundjulov V. St. şi alţii, *Desfăşurarea pieselor din tablă* (traducere din limba bulgară), E. T. Bucureşti 1964.

3. Mihai St. Botez, *Geometrie descriptivă*, Editura didactică şi pedagogică Bucureşti 1965.

К МЕТОДУ РАЗВЕРТКИ СПИРАЛЬНЫХ КАМЕР

(РЕЗЮМЕ)

Приводится новый метод конструкции и развертки поверхности составных частей спиральной камеры.

В литературе по специальности, образующие определяющие поверхность составной части приводятся произвольно, несмотря на то, что полученная таким образом поверхность линейчата, ее нельзя развернуть.

В предлагаемом методе точки разделения на кривых профиля определяются при помощи касательных. Из одной из точек оси спиральной камеры проводятся касательные к обоим кривым профиля ограничивающим составную часть. Полученные точки касания определяют образующую. Общность образующих дает линейчатую разветрываемую

поверхность, т. к. согласно теореме Шасля, она обладает способностью инварианты касательной плоскости вдоль образующей.

Метод обладает преимуществом получения развертываемых поверхностей, что устраняет затруднения при создании спиральной камеры.

CONTRIBUTIONS AUX MÉTHODES DE DÉVELOPPEMENT DES CHAMBRES SPIRALES

(RÉSUMÉ)

Dans l'ouvrage on donne une méthode pour la construction et le développement des surfaces des tronçons qui composent la chambre spirale.

Dans la littérature de spécialité, les génératrices qui déterminent la surface d'un tronçon sont tracées arbitrairement.

La surface qu'on en obtient, bien que réglée, n'est pas dévelopable.

Dans la présente méthode, les points de division des courbes de profil sont déterminés à l'aide des tangentes. D'un point de l'axe de la chambre spirale on mène les tangentes aux deux courbes de profil qui délimitent le tronçon. Les points de tangence qu'on obtient déterminent une génératrice. La totalité des géneratrices constitue une surface réglée, qui est dévèlopable, puisqu'elle jouit de la propriété de l'invariance du plan tangent le long d'une géneratrice, conformément au théorème de Chasles.

La méthode présente l'avantage qu'on obtient des surfaces développables, ce qui élimine des difficultés qui interviennent à la confection des chambres spirales.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL FUNCȚIONĂRII CU AMESTECURI DE MOTORINĂ ȘI BENZINĂ A MOTOARELOR CU CAMERĂ UNITARĂ *

DE

V. BERINDEAN, N. CARAMAVRU, V. AVRAM, V. NEGREA, G. PURI

INTRODUCERE

Tendința actuală de a înlocui într-un viitor apropiat în transportul rutier camioanele cu m.a.s. prin cele cu m.a.c. rapide implică creșterea consumului de motorină atît pe plan național, cît și pe plan mondial. În afară de aceasta cercetările privitoare la chimizarea motorinei au scos în evidență posibilitatea de a fi folosită mai economic decît prin ardere în motoare. Se pune astfel problema de a înlocui motorina prin alți combustibili cu o utilizare mai restrînsă, deci cu combustibili mai ușori sau mai grei.

Folosirea combustibililor ușori este indicată dacă ținem seama că actualmente sînt disponibile mari cantități de benzine cu calități antidetonante reduse, a căror fabricare este mai ieftină decît a benzinelor cu cifră octanică ridicată [1].

Lucrarea de față are ca scop studiul și cercetarea folosirii amestecurilor de 50% motorină cu 50% benzină COR 75 pentru motorul D-103 cu cameră unitară, care în prezent tinde să înlocuiască complet la tractoare, motoarele cu cameră de turbionare.

1. METODICA ȘI REZULTATELE EXPERIMENTALE

1.1. Descrierea instalației și a aparaturii folosite

Schema instalației de încercare, figura 1 cuprinde următoarele părți principale :

Față de instalația de alimentare cu combustibil originală s-au făcut o serie de modificări pentru a mări presiunea pompei de alimentare și pentru ungerea elementilor pompei de injecție.

---

* Comunicată la cea de a XIII-a sesiune științifică a cadrelor didactice I.P.T. —12 mai 1968.

1.2. Metoda de cercetare

In prima etapă a cercetărilor s-au determinat calităţile combustibililor folosiţi :

— Puterea calorică inferioară a combustibililor a fost determinată la presiune constantă, constatîndu-se o diferenţă mică între amestec şi motorină, practic neglijabilă.

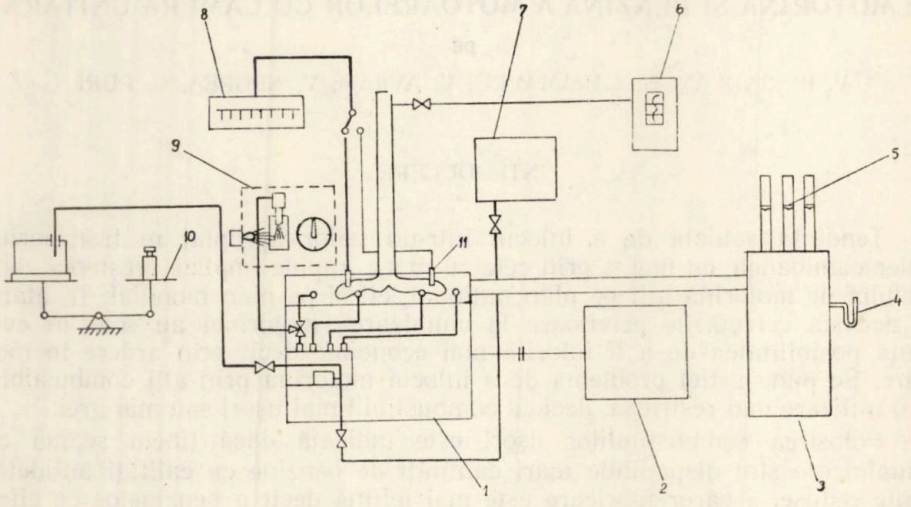


Fig. 1. Schema instalaţiei :

1 — motorul; *2* — frîna hidraulică; *3* — rezervor de aer; *4* — manometru diferenţial; *5* — diafragmă; *6* — analizor de gaze; *7* — rezervor de combustibil; *8* — milivoltmetru; *9* — instalaţie stroboscopică pentru verificarea avansului la injecţie; *10* — balanţă pentru măsurarea consumului de combustibil; *11* — temocuple.

— Indicele Diesel al motorinei determinat prin măsurări folosindu-se metoda STAS 50-59, are valoarea 61, iar a amestecului de 50% motorină cu 50% benzină, valoarea 64. Valoarea indicelui Diesel stabilită este neconcludentă, deoarece ar rezulta că amestecul are calităţi de autoaprindere superioare motorinei, ceea ce nu corespunde cu realitatea.

A doua etapă a cuprins verificarea instalaţiei de injecţie pentru amestec de benzină şi motorină.

Injectoarele şi elementii pompei de injecţie au fost supuşi la probele de etanşeitate cu motorină şi cu amestec 50% benzină, 50% motorină şi s-a constatat că nu avem diferenţe esenţiale între cei doi combustibili în ceea ce priveşte comportarea la etanşeitate a instalaţiei de injecţie.

— Pompa de injecţie a fost reglată pentru un debit al elementilor de 0,6 cm^3/s (36 cm^3/min) la o turaţie de 15 rot/s (900 rot/min) avînd un grad de neuniformitate de numai 1,4%.

În a treia etapă s-au efectuat măsurările necesare pentru carcteristicile complexe la funcționarea pe motorină și pe amestec de 50% motorină și 50% benzină. Caracteristicile complexe au fost stabilite pe baza trasării prealabile a caracteristicilor de viteză, motorul funcționînd cu regulatorul blocat.

1.3. Prelucrarea datelor experimentale

Măsurările necesare determinării puterii și consumului specific au fost efectuate în condițiile ambiante și de funcționare, date prin citirea următoarelor mărimi :

— Condiții ambiante : presiunea barometrică, temperatura și umiditatea aerului.

— Condiții de funcționare :

— turația ;

— forța de frînare, momentul motor efectiv, puterea efectivă ;

— avansul la injecție : 6,5° respectiv 10,5° RAC ;

— regimul termic : temperatura apei la intrare și la ieșire din motor temperatura gazelor de evacuare, temperatura și presiunea uleiului, analiza gazelor de evacuare.

— Consumul de combustibil a fost determinat după metoda gravimetrică.

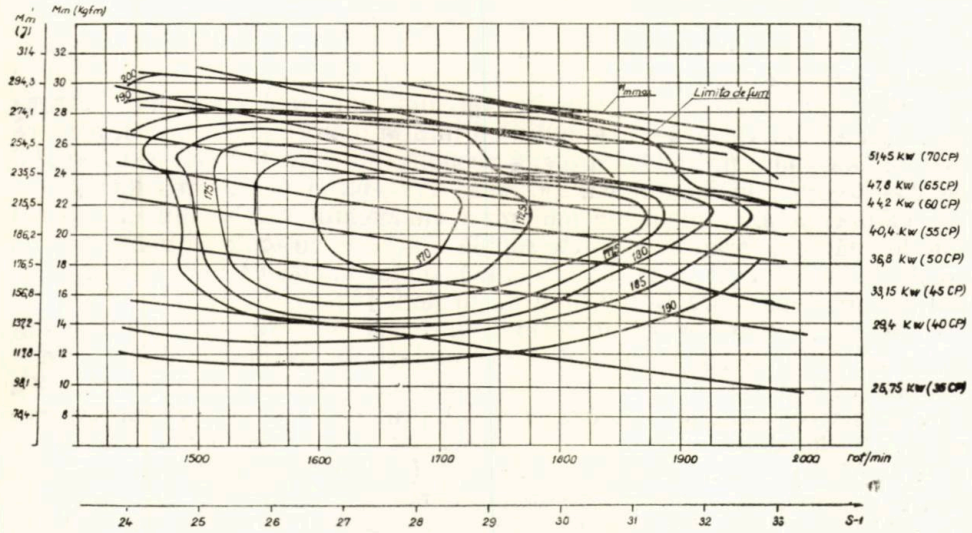


Fig. 2. Caracteristica complexă a motorului D-193 la funcționare pe motorină, avans injecție 6,5°, RAC, la 1 800 rot/minut.

Rezultatele experimentale au fost prelucrate cu ajutorul caracteristicilor complexe $M_e = f(n)$ cu rețelele de curbe izoparametrice de consum specific constant și putere constantă.

Din examinarea caracteristicii complexe pentru motorină cu un avans de 6,5° RAC, figura 2, rezultă o comportare a motorului similară cu aceea indicată de către fabrica constructoare. Din diagramă nu rezultă un pol al consumului economic, avem însă o curbă de consum specific constant de 231 g/kWh (170 g/CPh), care cuprinde însă un domeniu restrîns de puteri cuprins între 29,4—40,4 kW (40—55 CP) pentru turații extreme ale domeniului de 26,7—28,7 rot/s (1 600—1 718 rot/min), domeniul este limitat și ca urmare nu poate fi luat în considerare pentru aprecierea comportării motorului. Din notița tehnică a motorului rezultă un consum de combustibil care poate fi apreciat pentru un domeniu larg de funcționare de 245 g/kWh (180 g/CPh), fapt care este confirmat și de alura curbei de consum constant de 24,5 g/kWh și a curbelor de putere constantă care intră în domeniul ei. În ceea ce privește turația domeniul este limitat de turațiile $n=24{,}3$—32,1 rot/s (1455—1925 rot/min), incluzînd practic turațiile uzuale de funcționare. Curba de consum specific constant 245 g/kWh este limitată inferior de curba de putere 25,75 kW (35 CP) cu care este tangentă la turația $n=26{,}7$ rot/s (1 600 rot/min). Curba de 40,4 kW (55 CP) intră în domeniul curbei de 245 g/kWh pe un interval larg de turații 24,4—32 rot/s (1465—1920 rot/min), pe un interval mai restrîns este cuprinsă și curba de putere 44,2 kW (60 CP), între 26,2—29,1 rot/s (1568—1745 rot/min), pentru ultima valoare are loc o scădere bruscă a curbei de consum constant, ajungînd la turații mai mari sub curba de 44,2 kW, ceea ce înseamnă că puterea nu mai poate fi realizată decît cu o economicitate mai scăzută.

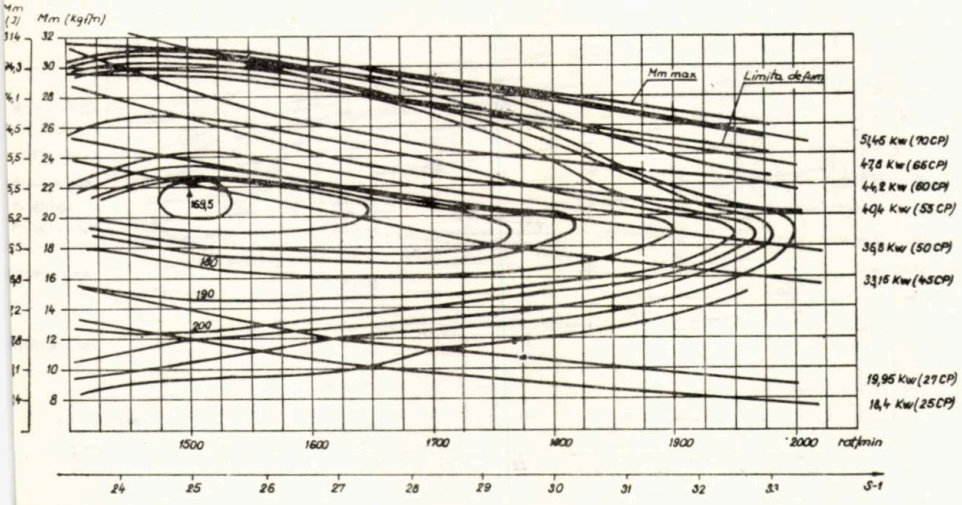
Ținînd seama de poziția curbei de 25,75 kW (35 CP) rezultă o economicitate scăzută a motorului pentru puteri mai mici.

Momentul corespunzător limitei de fum, apreciată cu ochiul liber ca fum ușor vizibil variază foarte puțin cu turația motorului, ceea ce îi asigură o stabilitate mare în funcționare și o economicitate foarte bună în intervalul de 25—30 rot/s, momentul variind între 277—620 J (28,2—26,5 kgm).

Obținerea unor momente mai mari (momentul maxim din diagramă) este legată de o înrăutățire foarte rapidă a arderii, cu toate că momentul nu crește în medie decît cu 20 J (2,04 kgm), fumul împiedică vizibilitatea, gradul de fum după scara Bosch fiind în jur de 9 [2].

Studierea comportării motorului în cazul folosirii amestecului 50% motorină 50% benzină menținîndu-se același avans de 6,5° RAC la $n=1\,800$ rot/min s-a făcut tot pe baza unei caracteristici complexe (fig. 3), care ca aspect general se caracterizează prin deplasarea regimurilor economice în domeniul turațiilor mai reduse. Astfel, polul economic 230 g/kWh (169,5 g/CPh) se situează la $n=25$ rot/s (1 500 rot/min) într-un domeniu foarte restrîns, în apropiere de polul economic situîndu-se și curba de 231 g/kWh (170 g/CPh) turația variind între 24,6—25,5 rot/s (1 475—1 535 rot/min). Dacă ne referim ca și în cazul anterior la curba de 245 g/kWh (180 g/CPh) se constată că într-un domeniu larg de funcționare este cuprinsă curba puterii de 36,8 kW (50 CP) turația variind între 24,7—31,7 rot/s (1 480—1 900 rot/min), iar curba de 40,4 kW (55 CP) intră într-un domeniu mai restrîns în domeniul de 258,8 g/kWh (190 g/CPh) între 24,8—29,8 rot/s (1 488—1 788 rot/min). Rezultă o scădere importantă atît a puterii cît și a

economicității motorului. În ceea ce privește arderea cu fum comportarea este mai favorabilă, momentul motor corespunzător avînd valori mai ridicate (pentru 25 rot/s—1 500 rot/min momentul este de 285 J față de 277 J, iar la 30 rot/s—1 800 rot/min este de 274,1 J față de 260 J). Fumul gros de gradul aproximativ 9 apare la o creștere medie de aproximativ aceeași valoare ca și în cazul funcționării cu motorină.



g. 3. Caracteristica complexă a motorului D-103 la funcționare pe amestec 50% motorină cu 50% benzină, avans injecție 6,5° RAC la 1 800 rot/minut.

Deplasarea caracteristicii complexe către valori mai mici ale turației, eșterea temperaturii gazelor de evacuare și a conținutului lor în CO a os în evidență un avans la injecție prea mic pentru funcționarea pe amestec 50% motorină cu 50% benzină. Avansul optim pentru această funcționare a fost stabilit pe bază de încercări la 10,5° RAC. În urma încercărilor ectuate s-a trasat caracteristica complexă din figura 4.

Intreg ansamblul curbelor izoparametrice se deplasează spre turațiile respunzătoare regimului nominal. Polul economic al diagramei de 1 g/kWh (170 g/CPh) se află la $n=28{,}3$ rot/sec (1 700 rot/min) adică în meniul apropiat al curbei de 231 g/kWh din cazul folosirii motorinei.

Curba de putere de 40,4 kW (55 CP) este situată într-un domeniu larg funcționare de la 24,2 rot/s (1 450 rot/min) la 32,1 rot/s (1 925 rot/min). r-un domeniu destul de larg intră și curba de 44,2 kW (60 CP) între: 1 rot/s (1 565 rot/min) și 32,4 rot/s (1 947 rot/min) ceea ce înseamnă o nportare mai bună a motorului la funcționarea pe amestec decît pe motină, la care acest domeniu este mai restrîns. Curba momentului limitei fum ca și a momentului maxim cu fum de gradul aproximativ 9 în funcție turație au valorile apropiate de acelea din cazul motorinei.

Deosebit de interesante aspecte pentru comportarea motorului rezult din cercetarea diagramelor de variație a temperaturii gazelor de eșapare ș a compoziției gazelor în funcție de momentul motor efectiv, figura 5 ș figura 6.

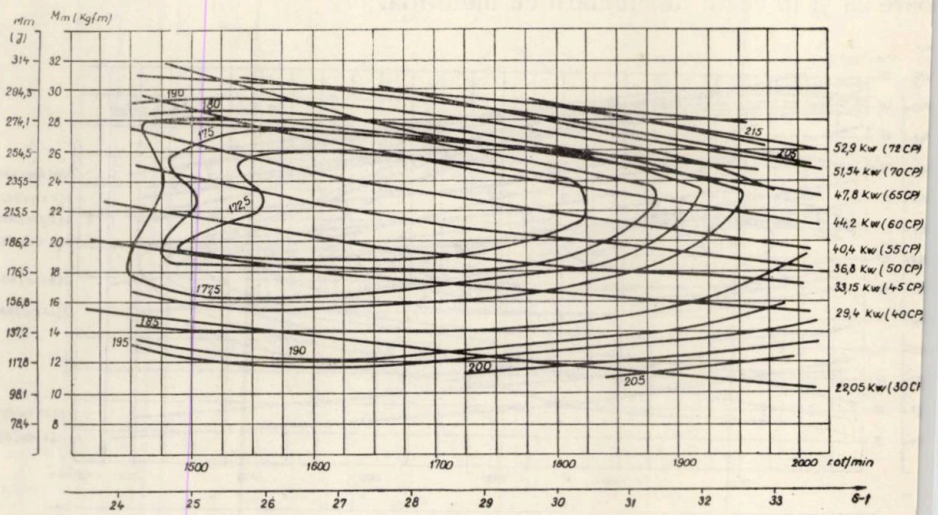


Fig. 4. Caracteristica complexă a motorului D-103 la funcționare pe amestec, avans inj ție 10,5° RAC la 1 800 rot/minut.

In figura 5 se observă, că pînă la $M_M = 215{,}5$ J (22 kgm) momentul care avem polul economic la toate caracteristicile complexe temperatur gazelor de evacuare la funcționarea cu același avans 6,5° RAC sînt mai m la amestec decît la motorină, valoare peste care temperaturile gazelor am tecului devin mai mari. Curba temperaturilor amestecului pentru avan mărit la 10,50° RAC se menține în tot timpul sub valorile de la motor cu avans 6,5° RAC, însă apropierea maximă dintre cele două curbe o av tot pentru aceeași valoare a momentului menționată mai sus.

Curbele de variație ale conținutului de CO confirmă variațiile tem raturilor în ceea ce privește valoarea momentului pentru care are loc in secția lor. Conținutul de CO pentru amestec de motorină cu benzină e însă mai mare decît la funcționarea pe motorină în întreg domeniul funcționare. De menționat că la valori mai mari decît 253 J (25,8 kg momentul maxim dat în notița tehnică conținutul de CO din gazele de e crește rapid mai ales în cazul funcționării pe amestec de motor cu benzină, ajungînd la valoarea măsurată de 4%.

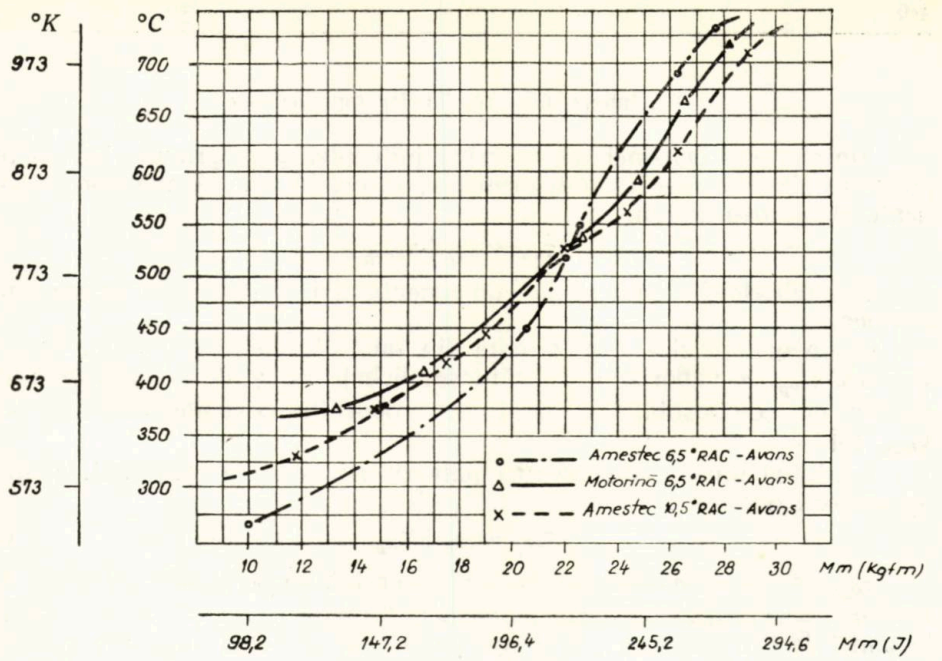


Fig. 5. Temperatura gazelor de evacuare la n=1 800 rot/min (30 rot/s) în funcție de momentul motor.

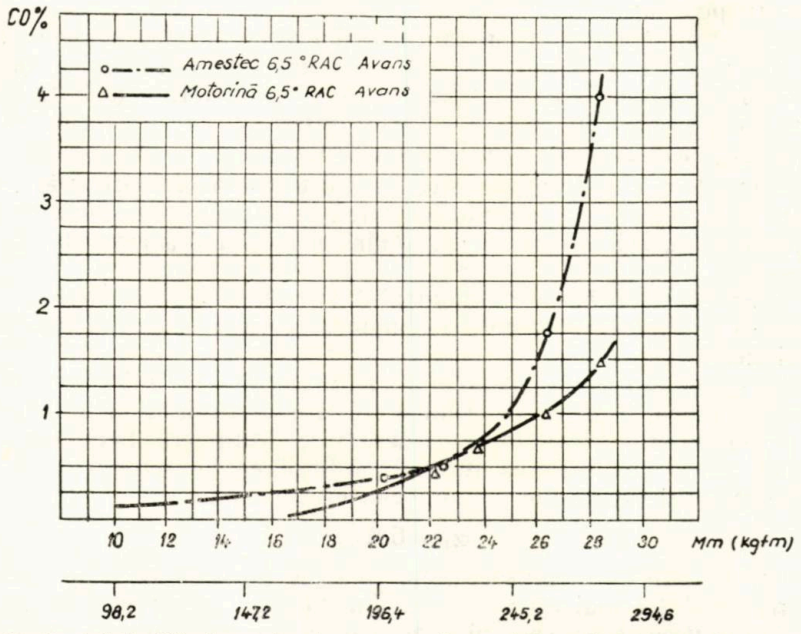


Fig. 6. Conținutul de CO al gazelor de evacuare la n=1 800 rot/min (30 rot/s) în funcție de momentul motor.

1.4. Interpretarea rezultatelor experimentale

Amestecarea benzinei cu motorină influențează în primul rînd asupra perioadei de întîrziere la autoaprindere, respectiv asupra ambelor componente ale autoaprinderii.

$$\tau_{aa} = \tau_{aa_f} + \tau_{aa_{ch}} \tag{1}$$

în care indicele *f* se referă la componenta fizică, iar *ch* la componenta chimică.

Componenta fizică este formată din suma duratelor proceselor de pulverizare τ_{aa_p}, de vaporizare a picăturilor lichide τ_{aa_v} și de amestecare a vaporilor de combustibil cu aerul în proporțiile cuvenite autoaprinderii $\tau_{aa_{am}}$ [3].

Neglijînd durata componentei pulverizării expresia întîrzierii la autoaprindere fizice este :

$$\tau_{aa_f} = \tau_{aa_v} + \tau_{ac_{am}}. \tag{2}$$

$\tau_{a_{av}}$ în cazul amestecului de 50% motorină cu 50% benzină are o durată mai scurtă decît în cazul motorinei, din cauza volatilității mai mari a benzinei decît a motorinei, la fel și cealaltă componentă $\tau_{aa_{am}}$ are o durată mai scurtă din cauza cantității sporite de combustibil vaporizat. În concluzie se poate afirma, că întîrzierea la autoaprindere fizică scade în cazul funcționării pe amestec.

Componenta chimică a autoaprinderii crește din următoarele cauze :

— benzina are o întîrziere la autoaprindere totală și chimică mai mare decît motorina, ca urmare și amestecul de 50% motorină și 50% benzină va avea o comportare în ceea ce privește întîrzierea la autoaprindere intermediară, $\tau_{aa_{ch}}$ va fi mai mare decît la motorină.

— vaporizarea mai intensă are ca efect o omogenizare mai perfectă a amestecului, ceea ce nu permite formarea unor zone cu o concentrație locală mărită necesară inițierii și dezvoltării mai rapide a reacțiilor de autoaprindere.

— mărirea cantității de combustibil vaporizat are ca efect o frînare mai intensă a creșterii presiunii și a temperaturii la începutul întîrzierii la autoaprindere.

Rolul predominant în ansamblul proceselor îl are întîrzierea la autoaprindere chimică, ceea ce determină creșterea întîrzierii la autoaprindere totale și deplasarea procesului de ardere spre destindere. Fenomen care se intensifică odată cu creșterea turației ; întîrzierea la autoaprindere exprimată în unghiuri de rotație a manivelei crește cu turația :

$$\alpha_{aa} = 6n\tau_{aa}. \tag{3}$$

Astfel se explică deplasarea curbelor de consum constant economic spre zona turațiilor mai mici în cazul funcționării pe amestec de motorină cu benzină și necesitatea sporirii avansului la injecție pentru a avea o comportare similară cu aceea din cazul funcționării pe motorină.

CONCLUZII

Rezultatele obținute conduc la stabilirea următoarelor concluzii :

1. Funcționarea motorului D-103 este posibilă cu amestecuri de 50% motorină și 50% benzină în condițiuni similare cu funcționarea pe motorină cu condiția măririi avansului.

2. Economicitatea și puterea motorului se menține, pentru unele domenii de funcționare se poate aprecia o comportare mai bună la funcționarea pe amestec de motorină cu benzină.

3. Folosirea combustibililor ușori la m.a.c. are ca efect sporirea cantității de CO în gazele de evacuare.

BIBLIOGRAFIE

1. V. Berindean, N. Caramavru, Contribuții la problema folosirii combustibililor ușori pentru motoare cu aprindere prin compresiune rapide. Buletin I.P.T. Tom. 11(25) Fasc. 1 ian.—iun. 1966 p. 141—150.
2. M. Stratulat, S. D. Munteanu, *Incercarea motoarelor cu ardere internă.* Ed. tehnică București 1966, p. 160.
3. C. Aramă, B. Grünwald, *Motoare cu ardere internă procese și caracteristici.* Ed. tehnică București, 1966 p. 410—412.

К ИЗУЧЕНИЮ РАБОТЫ ДВИГАТЕЛЕЙ С НЕРАЗДЕЛЕННОЙ КАМЕРОЙ НА СМЕСЯХ ДИЗЕЛЬНОГО ТОПЛИВА С БЕНЗИНОМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается на основании комплексных характеристик поведение двигателя Д-103 в различных режимах работы, на дизельном топливе и на смеси состоящей из 50% дизельного топлива и 50% бензина.

Анализ характеристик показывает, что для дизельного топлива режимы соответствующие расходу в 245 г/квтч (180 г/лсч) и в 40,4 квт (55 лс) находятся в широкой области числа оборотов 24,4—32 об/сек. (1465—1920 об/мин.), что соответствует значениям гарантируемым заводом изготовителем.

Замена дизельного топлива смесью состоящей из 50% дизельного топлива и 50% бензина уменьшила мощность охваченную тою-же областью расхода до 36,8 квт (50 лс.) Увеличением опережения вирыскивания получено такое-же поведение, как и в случае использования только дизельного топлива.

BEITRAG ZUM STUDIUM DES BETRIEBES VON DIESELMOTOREN MIT UNMITTELBARER EINSPRITZUNG BEI GEBRAUCH VON GASÖL-BENZIN-GEMISCHEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit untersucht auf Grund der Motorkennlinien das Verhalten des Dieselmotors D-103 bei verschiedenen Betriebsbedingungen und bei Gebrauch von Gasöl und einem Gemisch von 50% Gasöl und 50% Benzin.

Aus diesen Kennlinien geht hervor, dass der Betrieb des Motors mit einer Leistung von 40,5 KW (55 PS) und einem spezifischen Verbrauch von 245 g/KWh (180 g/PSh), in einem weiten Drehzahlbereich (24,2—32 s^{-1} = 1 465—1 920 Umdr/Min), in Übereinstimmung mit den garantierten Werten des Herstellers, möglich ist.

Das Ersetzen des Gasöls durch ein Gemisch von 50% Gasöl und 50% Benzin bei demselben Einspritzwinkel verminderte die Leistung auf 36,8 KW (50 PS). Durch das Vergrössern des Einspritzwinkels wurde dasselbe Verhalten wie beim Gebrauch von Gasöl festgestellt.

STUDIU EXPERIMENTAL PRIVIND IPOTEZELE DE CALCUL ALE CAMERELOR SPIRALE *

DE

I. FITERO

Cercetările teoretice şi experimentale efectuate pînă în prezent asupra turbinelor hidraulice radial-axiale au arătat că una din cele mai importante probleme ce apar în realizarea acestora constă în stabilirea condiţiilor hidraulice şi tehnologice privind construcţia camerei spirale.

Din punct de vedere hidraulic ea trebuie astfel dimensionată încît curentul lichid să treacă cu pierderi minime şi să fie cît mai uniform repartizat pe întreaga periferie a aparatului director.

Alegerea formei şi dimensiunilor optime pentru camera spirală este încă o problemă nerezolvată din cauza caracterului complex al scurgerii în interiorul ei. Ca urmare, pentru calculul hidraulic al camerei spirale se pleacă practic de la anumite ipoteze simplificatoare privind distribuţia vitezelor în secţiunile meridiane.

In funcţie de această aproximare a repartiţiei vitezelor, principiile de calcul adoptate de diferiţi autori sînt destul de variate [6].

Marea majoritate a acestora [1], [3], [4] s-au orientat însă spre următoarele două ipoteze de calcul :

1) Viteză constantă de-a lungul razei şi egală cu viteza la intrarea în camera spirală.

Mărimea acestei viteze se determină cu relaţii de forma :

$$v_l = K\sqrt[n]{H}$$

unde coeficientul $K = f(n_s)$.

Considerînd această viteză identică în orice punct al unei secţiuni meridiane, caracterizată prontr-un anumit unghi de înfăşurare φ_i, se poate deduce cu uşurinţă aria camerei spirale din ecuaţia de continuitate :

$$Q_{\varphi i} = A_{\varphi i} \cdot v_l.$$

2) Viteză variabilă de-a lungul razei, a cărei distribuţie este dată de legea circulaţiei constante : $v_u \cdot r = \text{ct.}$

---

* Rezultate comunicate la Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din IPT, la data de 12 mai 1968.

Folosind această relație, în condițiile unui fluid perfect și al unei curgeri potențiale, se pot deduce dimensiunile camerei dintr-o relație de forma :

$$\varphi^\circ = \frac{360^\circ}{Q} K \int_{r_i}^{R_\varphi} \frac{b}{r} dr .$$

Unii autori ca Nechleba [2], Struna [3] recomandă folosirea primei ipoteze ca fiind „mai justă și mai simplă", în timp ce alții Athanassiadis [1], Povh [4], Thiruvengadam [5] opiniază pentru folosirea celei de a doua ipoteze.

Pentru a stabili care din cele două metode corespunde mai bine realității ne-am propus să facem o verificare experimentală. In acest scop am folosit un model de cameră spirală cu secțiunea trapezoidală și unghiul de înfășurare de 225°, calculat prin metoda grafo-analitică.

Forma și dimensiunile de gabarit ale camerei spirale sînt prezentate în fig. 1, iar dimensiunile rezultate din calcul sînt date în tabelul 1.

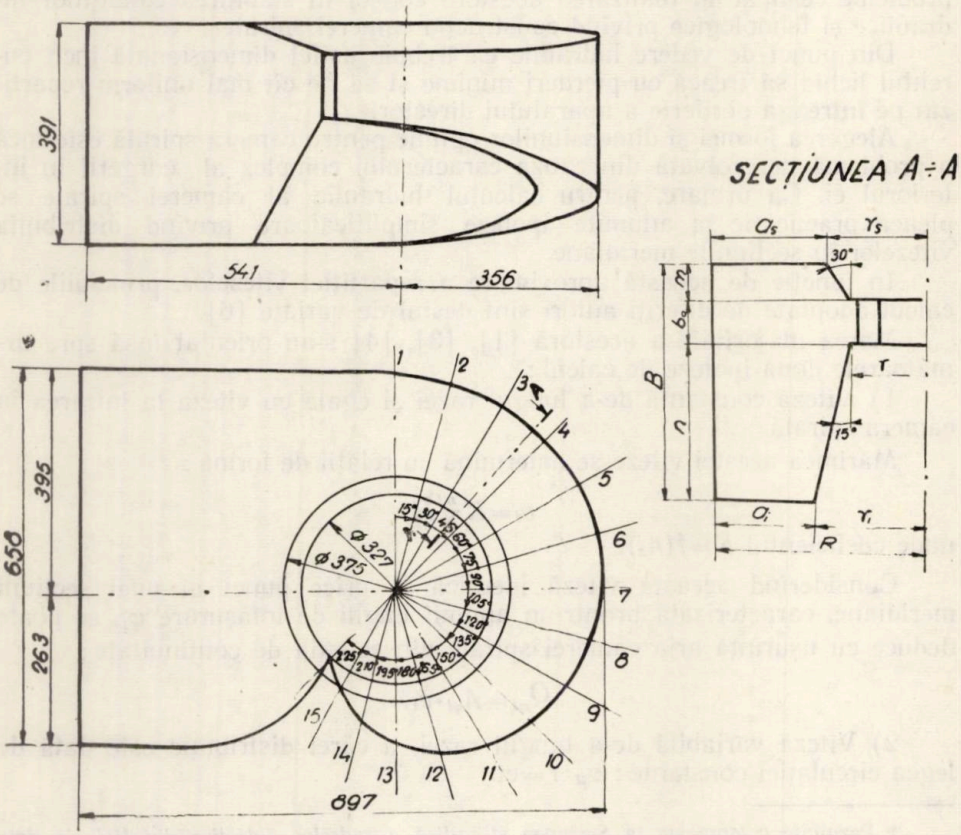


Fig. 1. Camera spirală încercată ; forma și dimensiuni de gabarit.

Tabelul 1

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
a_s	167	166,4	164,8	162,8	160	155	148	140	130,5	119	104,8	86,5	64,4	37,9	0
γ_s	227	224	221,5	218	215	212	210	207,5	205	203,4	203	203	203	203	203
a_l	131,1	127,5	127,3	127	125,5	123	119	114,5	108,5	101,4	91,8	78,5	60	36	0
γ_l	263	262	259	254	249	244	238	233	227	221	216	211	207,5	205	203
R	394	391,5	386,3	381	374,5	367	357	347,5	335,5	332,4	307,8	289,5	267,5	249	203
m	52,3	47,2	41,8	36,6	31,3	26,1	21,8	17,5	13,4	11,1	10	10	10	10	10
n	244	244	230	211	190,5	171	151,5	131,4	111,3	90,6	69,5	52,3	37,9	28,7	10
b_0	94,4 constant.														
B	391	385,6	366,2	342	316,2	291,5	267,7	243,3	219,1	196,1	173,9	156,7	142,3	132,1	114,4

Pereții laterali ai camerei au fost confecționați din tablă de 2 mm grosime, în timp ce plafonul superior și inferior din plexiglas cu grosimea de 10 mm. In acest fel camera spirală permite observații vizuale sau filmări ale curentului de fluid din interior.

Solidarizarea plafoanelor cu pereții laterali s-a făcut prin bulonare, iar rigidizarea în spre aparatul director a fost realizată de 16 coloane statorice astfel profilate încît să asigure un unghi constant al vitezei la intrarea în aparatul director ($\alpha = 30°$).

Camera spirală a fost astfel concepută încît să permită sondarea cîmpului de presiuni și viteze nu numai la intrare și ieșire, ci și în alte cinci secțiuni meridiane intermediare, dispuse de-a lungul porțiunii spiralate, la distanță de 45° una de alta.

In scopul simplificării operațiilor de sondare și a reduce timpul necesar măsurătorilor s-au prevăzut în secțiunile amintite riglete de pertinax, ce se pot deplasa cu ușurință în direcție radială, realizînd totodată o bună etanșare. In acest fel cu o singură sondă fixată pe rigletă se poate explora întreaga secțiune în oricîte puncte dorim.

Camera spirală astfel concepută a fost montată într-un stand aerodinamic, a cărui formă și caracteristici sînt prezentate într-o altă lucrare [7].

Incercările au fost făcute pe camera spirală izolată, deci fără aparat director și rotor.

Debitul de lucru a fost de $Q = 1{,}9$ m³/s și a rămas constant în tot timpul măsurătorilor. El a fost urmărit la un micromanometru atașat diafragmei prevăzută în standul aerodinamic.

Numărul de puncte în care s-au făcut sondările pentru fiecare secțiune studiată a fost :

Secț.	I—I	II—II	III—III	IV—IV	V—V
Nr. puncte	130	130	96	80	60

iar dispoziția secțiunilor rezultă din fig. 2.

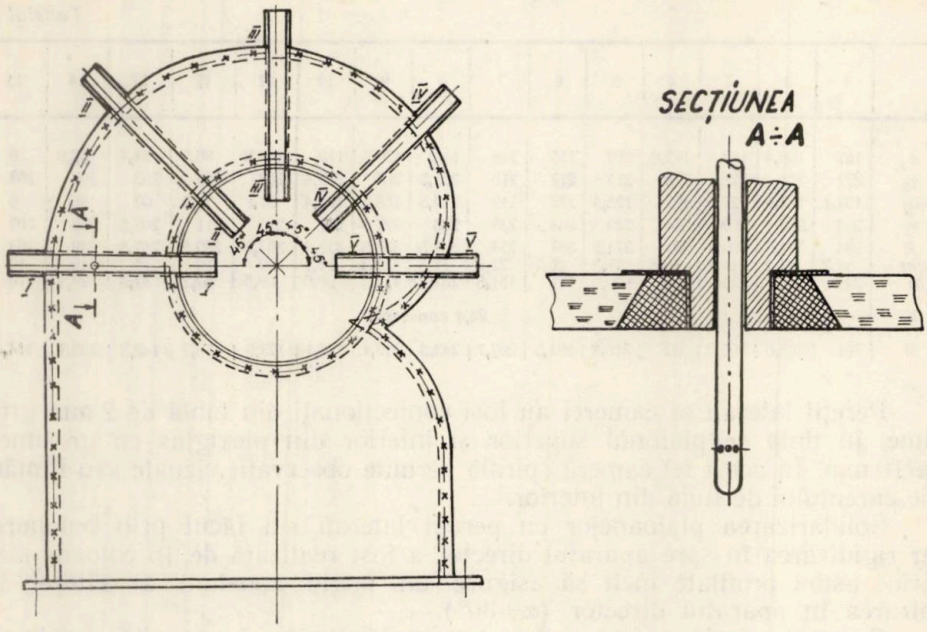


Fig. 2. Dispunerea secțiunilor de control în camera spirală.

Pentru măsurarea presiunilor și vitezelor curentului fluid din camera spirală s-au folosit sonde cilindrice avînd diametrul tijei de 5 mm și fiind prevăzute cu cîte trei orificii calibrate cu $d=0{,}35$ mm, decalate între ele la 45°. Sondele au fost fixate în dispozitive speciale de prindere, ceea ce a permis orientarea acestora după direcția vectorului viteză în fiecare punct.

Orificiile de măsurare ale sondei au fost racordate la 3 micromanometre astfel ca să rezulte în fiecare punct sondat presiunea statică, presiunea totală și direcția vectorului viteză.

In fig. 3 este prezentată una din sondele cilindrice folosite, ale cărei curbe de etalonare se pot urmări în fig. 4.

Rezultatele măsurătorilor efectuate în cele cinci secțiuni de control au fost concretizate sub formă de grafice. Din analiza acestora a rezultat că în toate cele cinci secțiuni cîmpul de presiuni statice, de presiuni totale și de viteze păstrează aproape aceeași formă. De aceea am prezentat cîmpul hidrodinamic numai în secțiunea IV—IV.

Astfel în fig. 5 sînt redate variațiile presiunii statice, totale și vitezei în funcție de lățimea secțiunii la diferite raze constante.

Se observă că în vecinătatea antestatorului presiunea statică atinge valoarea cea mai scăzută, cca 16 mm alc. prezentînd în același timp neuni-

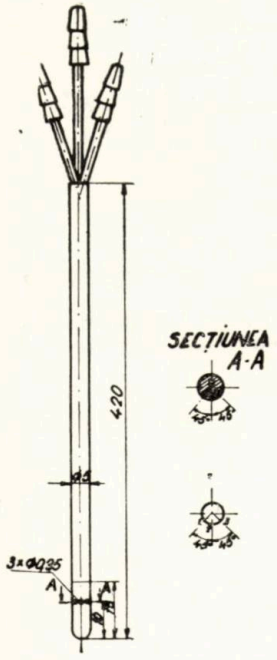


Fig. 3. Sondă cilindrică.

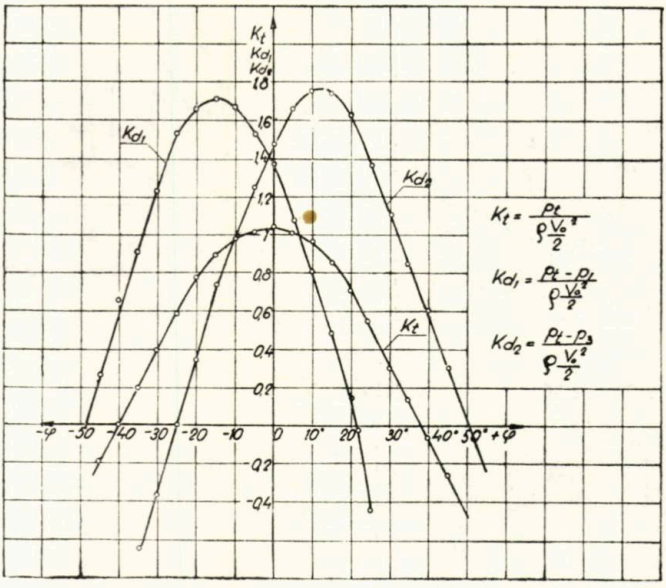
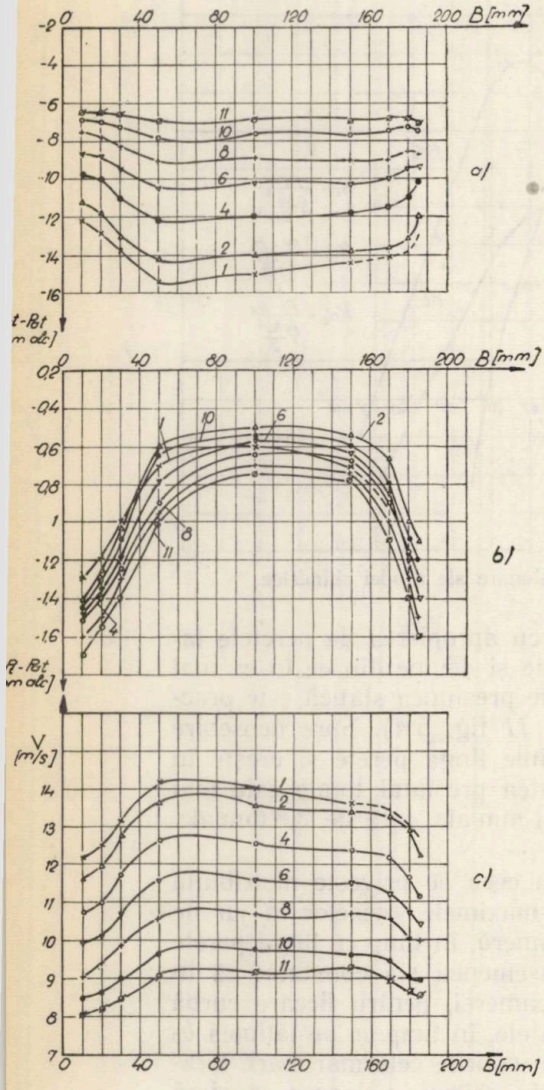


Fig. 4. Curbele de etalonare ale sondei cilindrice.

formitatea maximă (curba *1* fig. 5 *a*). Odată cu apropierea de peretele lateral al camerei spirale presiunea statică crește și devine din ce în ce mai uniformă. Astfel la distanța de 10 mm de perete presiunea statică este practic constantă și egală cu 6,8 mm alc (curba *11* fig. 5 *a*). Spre deosebire de aceasta presiunea totală are valorile minime lîngă perete și crește în spre ieșirea din camera spirală. Neuniformitatea presiunii totale este mai mică decît a presiunii statice, fiind de cca 1,1 mm alc. față de 3,8 mm alc. (fig. 5 *b*).

Calitativ aceeași variație o întîlnim și în ceea ce privește distribuția vitezelor (fig. 5 *c*). Așa cum era de așteptat maximele vitezelor în jur de 14 m/s sînt obținute de curent la ieșirea din cameră, în timp ce lîngă perete valorile vitezei sînt minime, cca 9 m/s. De asemenea s-a constatat că în apropierea plafonului superior și inferior al camerei, pentru fiecare curbă vitezele sînt minime și aproximativ egale între ele, în timp ce pe lățimea b_0 — corespunzătoare înălțimii statorului ele iau valorile cele mai mari. Gradul de neuniformitate al vitezelor este relativ scăzut, valoarea maximă fiind de 2 m/s (curba *1* fig. 5 *c*).

Componentele tangențiale V_u ale vitezelor păstrează aproape aceeași distribuție (fig. 6) în timp ce componentele meridionale prezintă o diferență evidentă (fig. 7).



g. 5. Distribuția presiunilor și vitezelor în secțiunea IV—IV.

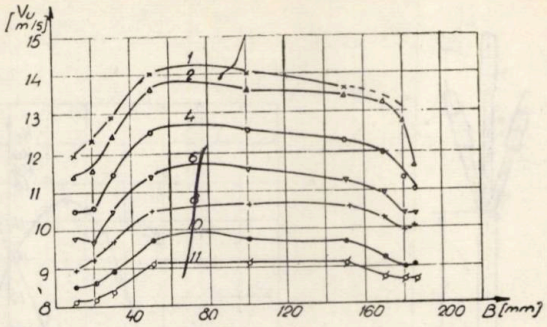


Fig. 6. Distribuția componentelor tangențiale ale vitezei în secțiunea IV—IV.

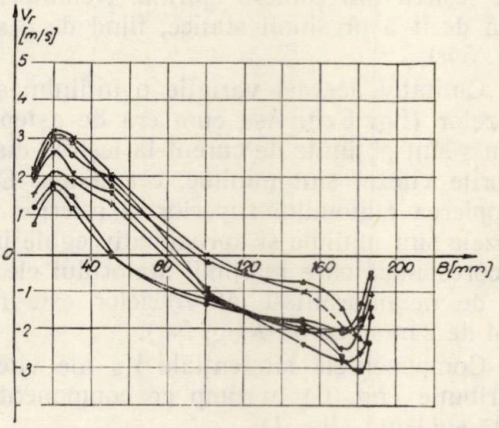


Fig. 7. Distribuția componentelor meridionale ale vitezei în secțiunea IV—IV.

Astfel în timp ce componentele tangențiale V_n și vitezele V au tot timpul valori pozitive, componentele V_r capătă și valori negative odată cu apropierea de peretele camerei. Se constată de asemenea o intersectare a curbelor V_r între ele, pe anumite porțiuni ale lățimii B. Subliniem însă că valorile maxime ale lui V_r coincid și aci cu punctele de ieșire din cameră (curba *1* fig. 7).

Variația componentelor tangențiale în toate cele cinci secțiuni cercetate este redată în fig. 8.

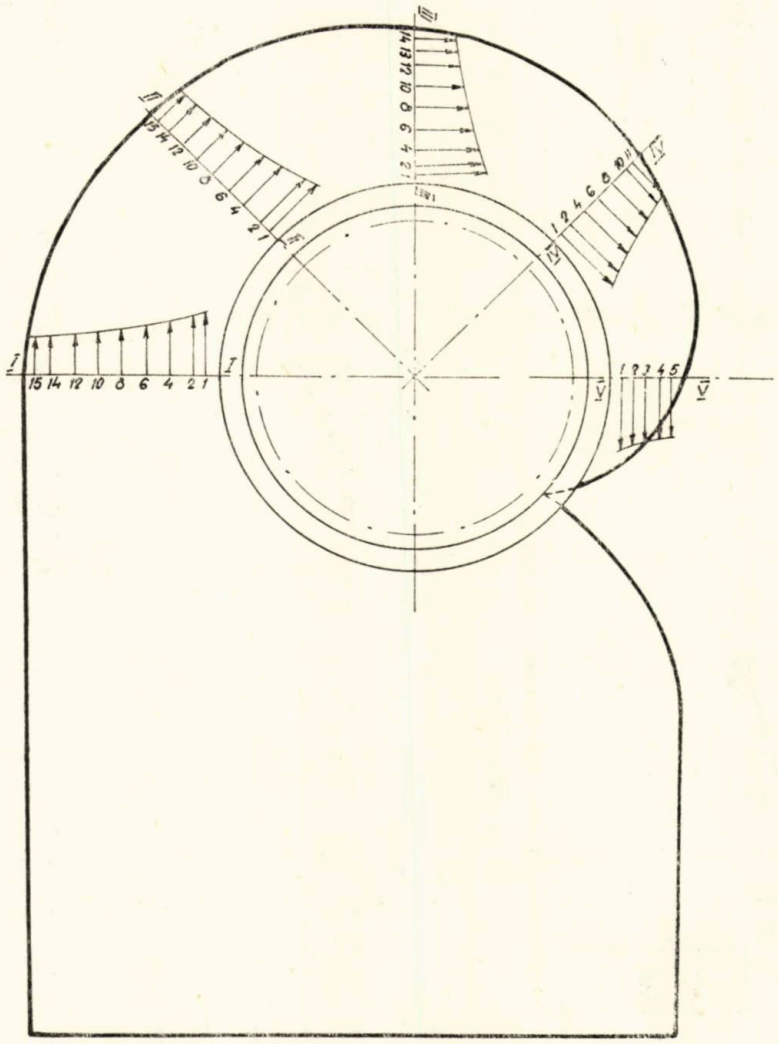


Fig. 8. Distribuția componentelor tangențiale medii în secțiunile de control.

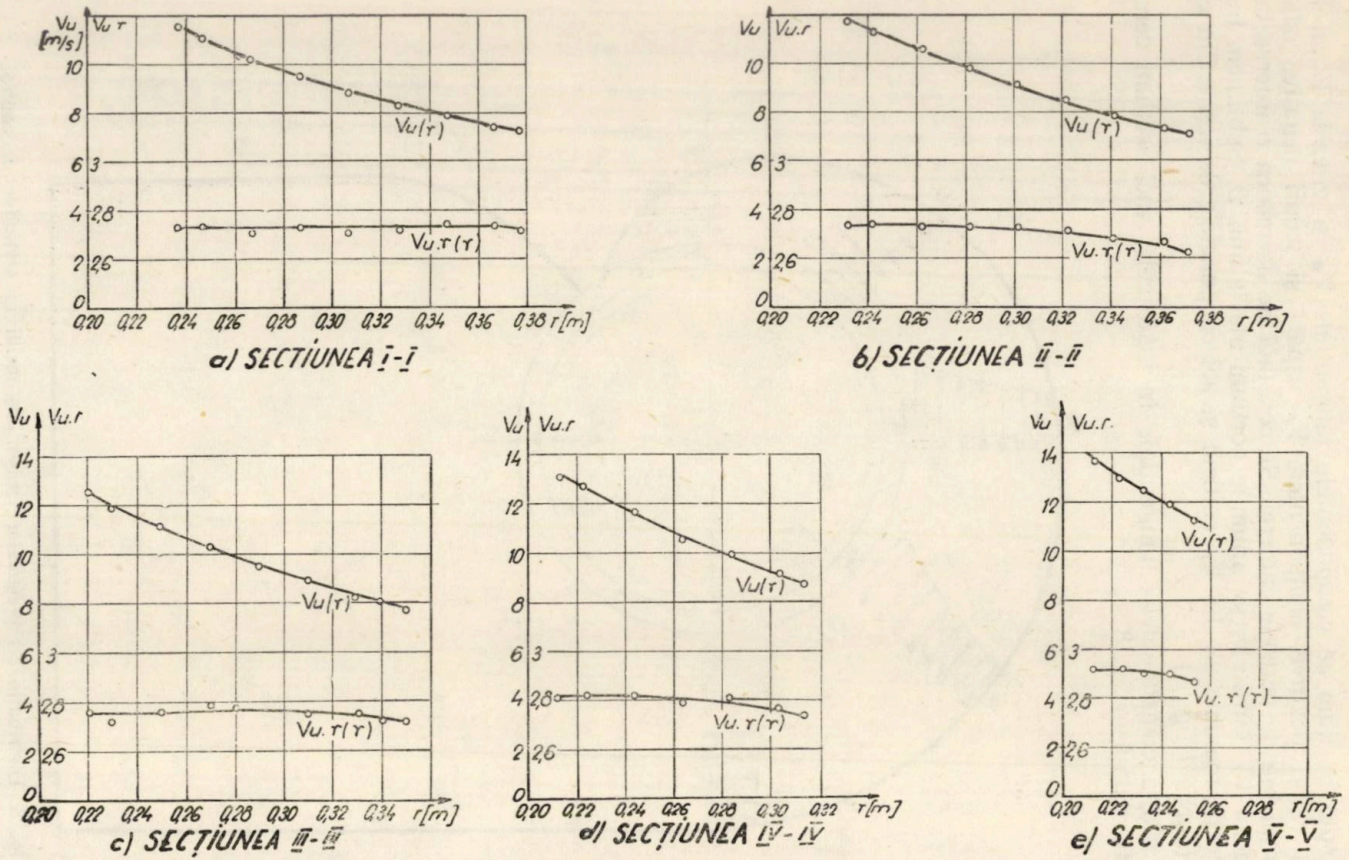


Fig. 9. Variația lui V_u și a produsului $V_u \cdot r$ în lungul razei în secțiunile de control.

Se poate vedea că într-o aceeaşi secţiune componentele V_u cresc de la peretele lateral în spre interiorul camerei, aproximativ după o lege hiperbolică. De asemenea se constată o creştere a valorilor lui V_u începînd din secţiunea de control I—I în spre limba camerei (secţiunea V—V).

Pentru verificarea presupunerilor care stau la baza calculului camerei spirale s-au construit curbele $V_u = f(r)$ şi $V_u \cdot r = f(r)$ separat pentru fiecare din cele cinci secţiuni sondate. Pentru un anumit r=constant s-a calculat V_u — ca medie aritmetică a tuturor valorilor luate în lungul lui B.

Din studiul acestui grafic se constată că viteza V_u a variat de-a lungul razei destul de mult. Astfel pentru secţiunile I şi II această variaţie a fost cuprinsă între 7—12 m/s, pentru secţiunea III între 8 şi 12,5 m/s, în secţiunea IV între 9—13,5 m/s iar în ultima secţiune de control între 11—14 m/s.

În tot acest timp produsul $V_u \cdot r$ a variat foarte puţin, putîndu-se considera practic constant în toate cele cinci secţiuni. Desigur mica abatere de la constanţa acestui produs se poate explica prin aproximările făcute, considerînd fluidul perfect şi mişcarea potenţială.

CONCLUZII

În urma studiului experimental efectuat se pot trage următoarele concluzii privind calculul hidraulic al camerei spirale de secţiune trapezoidală :

1. Ipoteza constanţei vitezei în secţiunile meridiane ale camerei, pentru debitul nominal la care s-au făcut încercările, nu a fost verificată în practică, aşa că dimensionarea plecînd de la această presupunere nu o recomandăm.

2. Ipoteza circulaţiei constante, $V_u \cdot r = ct$ este mult mai apropiată de realitate şi ca atare opiniem pentru folosirea ei ca bază la calculul hidraulic al camerelor spirale.

BIBLIOGRAFIE

1. Athanassiadis N., Potential flow through spiral casings. Mitt. Inst. für Aerodynamik der ETH Zürich, 1961.
2. Nechleba M., The water flow in spiral casings of hydroturbines. Acta Tehnica, 1960.
3. Struna A., L'écoulement dans les bâches spirales des turbines hydrauliques. Symposium de Nice. France, 1960.
4. Povh I. L., *Modelirovanie ghidravliceskih v vozdušnîh potokah*. Moskva 1955.
5. Thiruvengadam A., Design of circular volute casings. Water Power No. 4, 1961.
6. Popoviciu M., Fitero I., Contribuţii la relaţiile de proiectare ale camerelor spirale de secţiune circulară. Conferinţa de maşini hidraulice. Timişoara. Sept. 1964.
7. Anton I., Fitero I., Consideraţii asupra asimetriei curentului principal şi apariţiei curenţilor secundari în camera spirală. Sesiunea de comunicări ştiinţifice IPT mai 1968.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ РАСЧЕТНЫХ ГИПОТЕЗ СПИРАЛЬНЫХ КАМЕР

(РЕЗЮМЕ)

Для проверки действительности гипотез для гидравлического расчета спиральных камер, излагаются результаты испытаний проведенных на модели спиральной камеры трапезоидального сечения, с углом охвата в 225°. В пяти меридиальных сечениях было измерено гидродинамическое поле и определены кривые $V_u = f(r)$ и $V_u \cdot r = f(r)$.

Установлено, что гипотеза постоянной скорости вдоль радиуса не соответствует экспериментальным результатом, в то время как произведенеи $V_u \cdot r$ осталось почти постоянным.

Оделан вывод, что определение сечений спиральной камеры на основании закона постоянной циркуляции более подходящее для практических целей.

EXPERIMENTELLE STUDIEN IN BEZUG AUF DIE ANNAHMEN ZUR BERECHNUNG VON SPIRALGEHÄUSEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es werden experimentelle Versuchsergebnisse für das Modell eines trapezförmigen Spiralgehäuses mit Umfangswinkel von 225° wiedergegeben, um die Gültigkeit einiger Annahmen bei der hydraulischen Auslegung solcher Gehäuse zu prüfen.

Es werde das hydrodynamische Strömungsfeld in fünf Querschnitten gemessen, woraus die Kennlinien $V_u = f(r)$ und $V_u \cdot r = f(r)$ bestimmt wurden.

Es wurde festgestellt dass die Hypothese der konstanten Geschwindigkeit entlang des Halbmessers seine Gültigkeit nicht beibehält aber das Produkt $V_u \cdot r$ blieb fast konstant.

Es erübrigt sich hiemit dass für die Praxis die Annahme einer konstanten Zirkulation zur Bestimmung der Spiralgehäusequerschnitte mehr angebracht ist.

STABILIREA NUMĂRULUI OPTIM DE TRECERI LA OPERAȚIA DE STRUNJIRE PENTRU ASIGURAREA PRECIZIEI GEOMETRICE

DE

GH. SAVII, I. POP, M. ȘELARIU

1. INTRODUCERE

La asigurarea unor indici tehnico-economici ridicați, în construcția de mașini o pondere importantă o are calitatea și precizia de prelucrare. Parametrii constructivi, durabilitatea în exploatare a mașinilor, sînt în bună măsură determinate de gradul de precizie și de calitatea suprafețelor prelucrate. In acest sens, se constată o permanentă preocupare în vederea aplicării unor tehnologii de prelucrare, care să satisfacă odată cu precizia cerută și condițiile unei înalte productivități.

In general la prelucrarea prin așchiere, pentru obținerea unei precizii ridicate se cere un volum mare de muncă. Acesta este determinat de procedeul tehnologic aplicat și de un număr destul de mare de alți factori, ceea ce face ca ponderea în timpul total de fabricație să fie uneori foarte mare [1].

In industria constructoare de mașini modernă, se impun cerințe continui de a se reduce volumul de muncă necesar uzinării, în condițiile îmbunătățirii preciziei și calității de prelucrare. Pentru satisfacerea acestor condiții, prin efectuarea unei analize științifice de optimizare a tehnologiei de fabricație, se fac o serie de recomandări, din care se amintesc:

— Semifabricatele să aibă forma geometrică și dimensiunile apropiate de acelea ale produsului finit;

— Suprafețele semifabricatului să fie netede și să nu conțină material deteriorat;

— Alegerea celui mai corespunzător procedeu de prelucrare;

— In procesul de prelucrare să se folosească regimurile de lucru optime în vederea reducerii timpului de prelucrare;

— Reducerea timpului auxiliar și de deservire, prin folosirea dispozitivelor și a unei mai bune organizări a locului de lucru, etc.

Din punct de vedere funcțional se impun condiții de precizie dimensională și de calitate a suprafețelor, pentru a căror realizare se dau în normative indicații asupra procedeelor de prelucrare care urmează a se aplica [5], [6].

Dar la oricare procedeu, precizia de prelucrare este determinată şi de precizia de execuţie a semifabricatului.

Se cunoaşte faptul că abaterile de formă geometrică a semifabricatelor se transmit într-o anumită proporţie suprafeţelor care se prelucrează, influenţîndu-se precizia geometrică şi calitatea acestora. Coeficientul de influenţă, este determinat de mai mulţi factori şi în deosebi de rigiditatea sistemului tehnologic, regimul de aşchiere aplicat, calitatea materialului şi al sculelor.

Ţinînd seama de aceşti factori, prin studiul efectuat, s-a urmărit stabilirea numărului optim de treceri pentru realizarea preciziei geometrice dorită la prelucrarea suprafeţelor cilindrice exterioare, suprafeţe care au o pondere însemnată în construcţia pieselor de maşini şi utilaje [2].

Semifabricatele folosite pot fi obţinute prin diferite procedee: turnare, forjare, matriţare, laminare, etc. De asemenea secţiunea de la care se pleacă, poate fi foarte diferită (fig. 1 *a, b, c, d, e*).

Ţinînd seama de coeficientul de transmitere a abaterilor de la forma geometrică înseamnă că pentru obţinerea aceleiaşi precizii, va trebui să se folosească un anumit volum de muncă, care va diferi de la o formă la alta a semifabricatului. Exemplu, cazul din fig. 1 *a* şi figura 1 *c*. Această diferenţă va fi cu atît mai importantă, cu cît gradul de svelteţă a pieselor va fi mai ridicat.

Creşterea volumului de muncă necesar la aşchierea pieselor din semifabricate cu forme geometrice diferite, apare în urma creşterii numărului de treceri, sau a reducerii parametrilor regimului de aşchiere (s.v.t.) care sînt influenţaţi şi limitaţi de valoarea admisă pentru componenta radială *Fy*, a forţei de aşchiere. Expresia matematică a acestei componente se poate scrie sub forma:

$$Fy = \lambda \cdot Cpz \cdot t^{x_p} S^{y_p} \qquad (1)$$

unde: λ este constantă dată în literatura de specialitate ($\lambda = Fy/Fz$);

Cpz — constanta componentei principale a forţei de aşchiere (se dă în tabele);

t şi s — adîncimea, respectiv avansul de aşchiere;

x_p şi y_p — exponenţi ce se dau în tabele de specialitate.

Proporţional cu mărimea componentei *Fy*, apare deformarea elastică a sistemului tehnologic. In cazul prelucrării pieselor de tipul arborilor mai

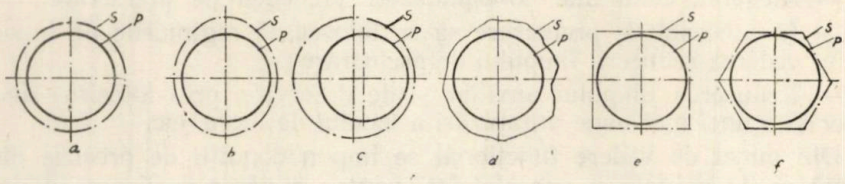


Fig. 1. Forme geometrice ale semifabricatelor înainte de strunjire (*S* — conturul semifabricatului, *P* — conturul piesei strunjite).

puțin rigizi, ponderea cea mai importantă o constituie deformația piesei. Analizînd relația (1) în condiția păstrării constante a calității materialului, a geometriei sculei și a parametrilor regimului de așchiere, se observă că pentru diferitele semifabricate (fig. 1), valoarea adîncimii de așchiere t, variază de-a lungul conturului semifabricatului, și deci, va avea loc și o variație corespunzătoare a mărimii componentei Fy. La rîndul ei, aceasta va influența mărimea deformației elastice a sistemului tehnologic și în consecință, vom avea ca rezultat, o formă necirculară a piesei strunjite. În figura 2, se redau elementele de bază ale cazului în care se strunjește o piesă a cărui semifabricat are conturul după curba „S" iar după strunjire, piesa va avea conturul „P" caracterizat de raza vectoare $\bar{r}_t$ în care se poate înscrie un contur circular ideal „I" caracterizat de R=ct.

Pentru a se reduce influența variației componentei Fy, asupra erorii de prelucrare în secțiunea transversală, va fi necesar ca piesa să se așchieze într-un număr mai mare de treceri, ceea ce duce la consum de timp suplimentar.

În prezent, la prelucrarea prin așchiere a pieselor de tipul arborilor, pentru reducerea erorilor de la forma geometrică atît în secțiunea transversală cît și în cea longitudinală, se recomandă să se utilizeze aparatură electronică care comandă automat încărcarea sistemului tehnologic elastic, prin variația corespunzătoare a componentei Fy, astfel ca deformația elastică de-a lungul arborelui să fie constantă [4].

În mod ideal, conturul exterior al piesei cu suprafețe cilindrice, trebuie să aibă în secțiunea transversală, forma unui cerc perfect (curba „I" fig. 2). Întrucît în condițiile reale de prelucrare, atingerea acestui deziderat este imposibilă, se admite practic o anumită abatere de la forma ideală. Eroarea admisă nu trebuie să influențeze precizia și siguranța funcțională a mașinii.

Eroarea profilului geometric al pieselor în secțiune transversală, (abaterea de la circularitate) se poate exprima cu ajutorul relației:

$$\delta_{c_{max}} = R_{t_{max}} - R_2 \rightarrow [\mu m] \qquad (2)$$

în care:

R_{tmax} este raza maximă a profilului real „P" față de centrul O (fig. 2);

R_2 — raza maximă a profilului ideal, înscriibil în conturul „P".

Determinarea valorii abaterii de la circularitate a pieselor executate, constituie o problemă obligatorie pentru serviciile de CTC, mai cu seamă în acele uzine unde se fabrică produse de mare exactitate (rulmenți, mașini-unelte de mare precizie, motoare, compresoare, etc.).

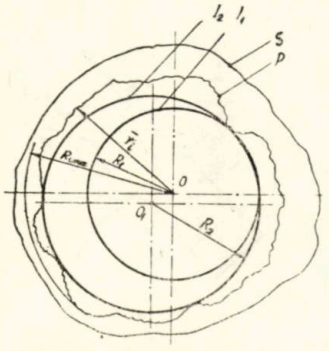


Fig. 2. Elementele de bază ale conturului pieselor — în secțiune transversală — în diferite stadii ale prelucrării.

2. METODA ŞI CONDIŢIILE IN CARE S-AU EFECTUAT EXPERIENŢELE

In vederea efectuării studiului propus, s-a folosit un strung SN-400. Epruvetele confecţionate din OL 42 au avut formă inelară cu dimensiunile: ϕ 65×10 (dimensiunea găurii ϕ 40). Strunjirea de degroşare, s-a efectuat cu un cuţit cu plăcuţă de carbură metalică, tip T15 K6, avînd: $\alpha=\frac{\pi}{30}$ rad; $\gamma=\frac{\pi}{45}$ rad; $x=x_1=\frac{\pi}{4}$ rad şi $r=0{,}5$ mm (fig. 3), iar pentru fazele de semifinisare şi finisare, din oţel rapid RW 180 STAS 3011-61, avînd $\alpha=\frac{\pi}{18}$ rad; $\gamma=\frac{\pi}{12}$ rad; $x=x_1=\frac{\pi}{18}$ rad; $r=1$ mm.

Pentru obţinerea variaţiei adaosului de prelucrare de-a lungul conturului piesei, deci pentru creierea condiţiilor care apar practic la semifabricatele de prelucrat, inelele s-au fixat într-un dispozitiv care permite variaţia excentricităţii „*e*" între 0 şi 2 mm.

Dispozitivul folosit (fig. 5) este constituit dintr-un dorn *3*, ce permite montarea unui inel excentric *2*, blocat cu ajutorul penei *4* peste care se introduce epruveta *1*. In anumite poziţii relative a epruvetei *1* faţă de inelul *2*, se obţin mărimi diferite ale excentricităţii „*e*". Prinderea dornului în strung, s-a făcut în mandrină şi vîrful păpuşii mobile.

Pentru a evita introducerea în STE (sistemul tehnologic elastic) a deformaţiilor grosolane, dornul folosit s-a prevăzut să fie practic nedeformabil (lungimea redusă, diametru mare) vîrful păpuşii mobile s-a ales fix, iar înaintea începerii experienţelor, strungul — după ce a funcţionat în gol timp de 90 minute — a fost revizuit şi reglat la acele subansamble care pot provoca astfel de erori (reglarea jocurilor la saniile ce compun căruciorul).

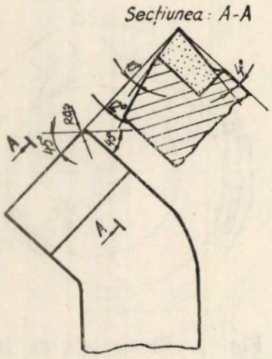


Fig. 3. Geometria cuţitului de degroşare.

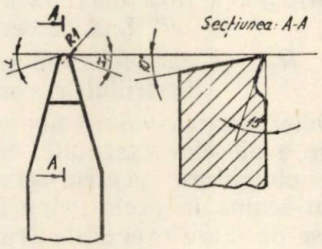


Fig. 4. Geometria cuţitului de finisare.

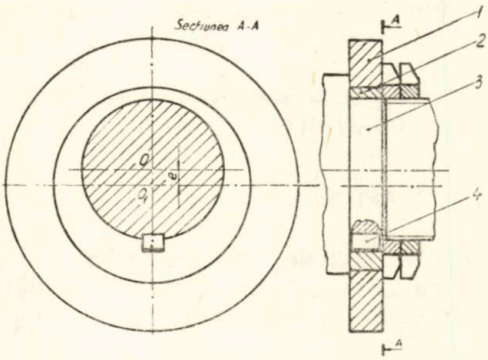
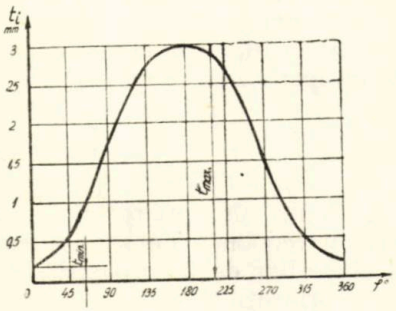


Fig. 5. Dispozitivul pentru fixarea epruvetelor.



Fifg. 6. Variația adîncimii de așchiere pe conturul semifabricatului.

La prima trecere, întrucît avem prezentă excentricitatea „e" adîncimea de așchiere va varia pe conturul epruvetei după ecuația :

$$t_i = t_{min} + e(1 - \cos\varphi) \qquad (3)$$

a cărei reprezentare grafică este redată în figura 6,
unde :

t_{min} este adîncimea minimă fixată arbitrar,

e — excentricitatea epruvetei,

φ — unghiul de rotire a epruvetei din poziția inițială ($t_i = t_{min}$).

Viteza de așchiere s-a ales pe considerentul ca acesta să asigure cel mai favorabil proces de așchiere, caracterizat pe baza dezvoltării celei mai scăzute valori pentru componența radială Fy a forței de așchiere. Într-o altă lucrare s-a găsit experimental că pentru viteza $v = 2{,}5$ m/sec. această componentă are valoare minimă. Pentru trecerile ulterioare, s-a păstrat constantă viteza de așchiere, variind valorile pentru adîncime și avans între limitele $t = 0{,}25 \ldots 4{,}2$ mm ; respectiv $s = 0{,}06 \ldots 0{,}2$ mm/2πrad.

Experimentarea s-a desfășurat după cum urmează : După fixarea pe dorn a unei epruvete, s-a reglat excentricitatea acesteia la valoarea maximă $e = 2$ mm. Verificarea mărimii excentricității s-a făcut cu un comparator a cărei precizie de măsurare este de 0,01 mm. S-a executat prima trecere de strunjire cu cuțitul redat în figura 2. Ulterior aceste operații s-au făcut pe un alt grup de epruvete cu valori schimbate ale lui „e". Aceasta a permis realizarea unor piese degroșate din semifabricate a căror grad de neregularitate era diferit.

In continuare s-a trecut la strunjirea de finisare (trecerea a II-a, a III-a și a IV-a) pe grupe de epruvete, asupra cărora s-au efectuat inițial strunjiri de degroșare în condițiile amintite mai înainte. Pentru a cunoaște mai profund influența abaterii de la circularitate pe care o aveau epruvetele înaintea trecerii următoare, strunjirea de finisare s-a făcut în mai multe treceri ; cu adîncimi și avansuri de lucru din ce în ce mai mici.

(Exemplu: pentru trecerea a II-a: $t=1$ mm, $s=0{,}1$ mm/2πrad; pentru trecerea a III-a: $t=0{,}5$ mm, $s=0{,}1$ mm/2πrad. iar pentru trecerea a IV-a: $t=0{,}25$ mm, $s=0{,}06$ mm/2πrad.).

Abaterea de la circularitate a epruvetelor strunjite, s-a măsurat cu ajutorul aparatului de măsurat circularitatea, tip „Talyrond".

3. REZULTATELE MĂSURĂTORILOR

Pentru prezentarea mai sugestivă a rezultatelor măsurătorilor cît şi pentru economie de spaţiu, reprezentarea grafică a diagramelor circulare a abaterilor de la circularitate a epruvetelor, s-a grupat în 5 grupe, după cum urmează:

— grupa I cuprinde epruvetele care au fost strunjite la prima trecere;

— grupa II, cuprinde epruvetele strunjite la prima trecere dar cu o excentricitate mai scăzută decît în grupa I;

— grupa III cuprinde epruvetele asupra cărora s-a efectuat trecerea de finisare (trecerea II-a);

— grupa IV cuprinde epruvetele asupra cărora s-a efectuat trecerea următoare de finisare (trecerea III-a);

— grupa V cuprinde epruvetele asupra cărora s-a efectuat trecerea ultimă de finisare (trecerea IV-a).

Analiza formei geometrice ale pieselor obţinute în urma aşchierii, se poate face din mai multe puncte de vedere [3]. Dar în special, este suficient să se facă:

1. din punct de vedere al abaterii formei conturului exterior al piesei (curba „P" fig. 2) faţă de centrul de rotaţie „O" al semifabricatului (curba „I_1"); 2. din punct de vedere al abaterii de la circularitate al conturului exterior a piesei strunjite în raport cu centrul „O_1" al cercului ideal maxim (curba „I_2") înscris în acest contur. Ţinînd seama de primul aspect, în figura 7, unde se reprezintă abaterea de la circularitate a epruvetelor din grupa I, la care strunjirea s-a executat cu $t_{max}=0{,}2$ mm, $t_{min}=4{,}2$ mm. $e=2$ mm şi $s=0{,}2$ mm/2π rad.; observăm că forma geometrică în secţiune transversală, obţinută după strunjire este asemănătoare cu cea a unei elipse, avînd valoarea raportului între axa mare şi axa mică; 1,25 sau, exprimînd sub forma unor diferenţe între valoarea segmentului axei mari şi a celui care reprezintă axa mică, avem 20 μm. Însă dacă am analiza din punctul doi de vedere, trasînd cercul ideal „I_2" circumscris în diagramă — a cărui centru se determină cu ajutorul unor şabloane transparente — vedem că abaterea maximă de la circularitate în acest caz este de numai 12 μm. (În figura 7 curba „P" reprezintă forma piesei strunjite; I_1 şi I_2 cercurile ideale înscrise în conturul „P" din centrul „O" respectiv din centrul „O_1".)

Pentru epruvetele asupra cărora s-a executat prima trecere cu un regim de aşchiere mai scăzut ($t_{max}-t_{min}=2$ mm; $e=1{,}0$ mm; $s=0{,}2$ mm/2π rad.) abaterea de la circularitate — analizată din primul punct de vedere — pre-

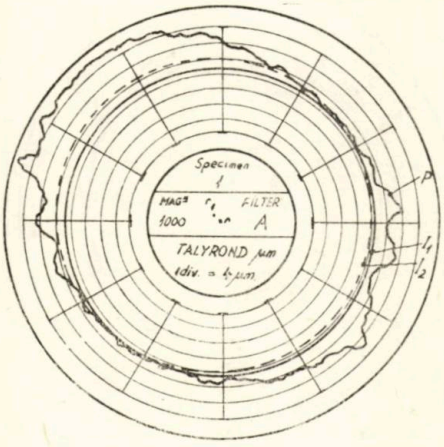


Fig. 7. Abaterea de la circularitate a epruvetelor din grupa I.

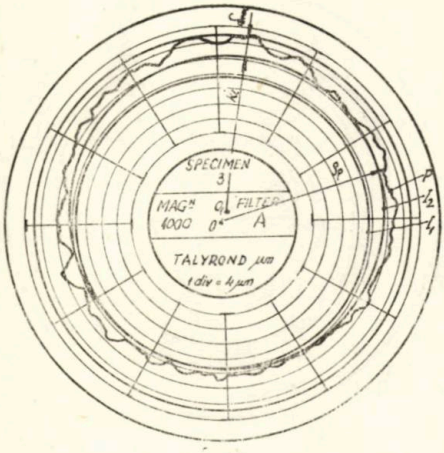


Fig. 8. Abaterea de la circularitate a epruvetelor din grupa I-a avînd valoarea excentricității semifabricatelor mai redusă.

zintă o valoare de 10 µm (fig. 8). Valoarea excentricității, fiind în acest caz mai mică cu jumătate — eroarea este copiată pe suprafața strunjită tot în raport de 1 : 2, față de primul caz. Dacă însă, analizăm din al doilea punct de vedere, abaterea maximă de la circularitate, așa cum se vede în fig. 8 — este de numai 5,5 µm. După cum se vede în această figură centrul O_1 este deplasat de centrul inițial de rotație a semifabricatului „O" cu o anumită valoare, care depinde de mărimea rigidității sistemului tehnologic și de mărimea excentricității „e".

Analizînd în același mod, profilul epruvetelor strunjite în treapta a II-a, cu $t_{max} = 1$ mm; $e = 0{,}12$ mm; $s = 0{,}1$ mm/2π rad. a căror reprezentare este redată în figura 9, avem în primul caz o abatere maximă de la circularitate de 8 µm (curba I_1) iar dacă se ține seama de mărimea cercului ideal circumscris (curba I_2) abaterea maximă $\delta_{p.max} = 5$ µm.

Pentru epruvetele asupra cărora s-a executat trecerea a III-a de strunjire, cu $t_{max} = 0{,}5$ mm, $s = 0{,}1$ mm/2π rad, $e = 0{,}03$ mm, profilul care reprezintă abaterea de la circularitate este redat în figura 10. Faptul că înaintea ultimei treceri, practic excentricitatea profilului este foarte redusă, profilul va prezenta aproximativ același centru, atît pentru curba I_1, cît și pentru curba I_2. Prin urmare, ceea ce observăm în această figură, este lipsa pregnantă a excentricității conturului exterior. Totuși, apar în anumite sectoare — cum sînt cele din punctele A și B, — zone unde profilul are o abatere de la circularitatea mai pronunțată. Aceste zone de maxim, ce apar și în condițiile așchierii cu un regim foarte ușor, se datorează desigur impreciziei de rotație a arborelui principal, al cărei axe are în timpul funcționării abateri în planul *yoz*.

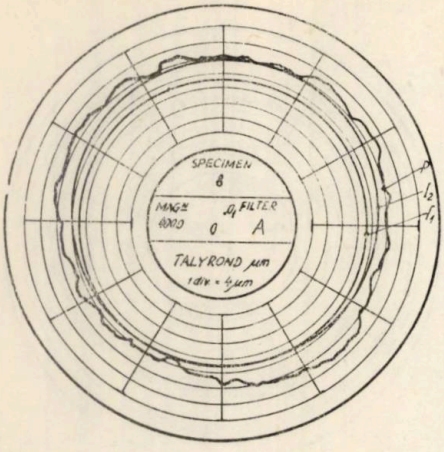


Fig. 9.

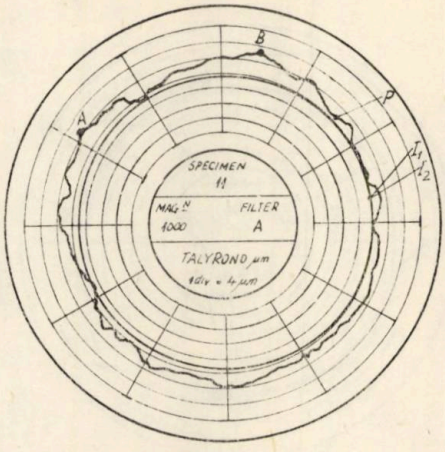


Fig. 10.

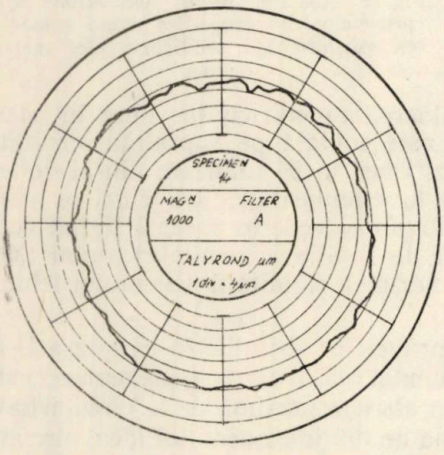


Fig. 11.

Fig. 9, 10 şi 11. Abaterea de la circularitate a epruvetelor din grupa II-a, a III-a, respectiv a IV-a de prelucrare.

După cum se vede în figura 10 abaterea maximă de la circularitate a epruvetelor din această grupă este $\delta_{max} = 5\,\mu m$ (se exceptează zonele A şi B). Acelaşi lucru se vede şi în figura 11, unde se reprezintă diagrama circulară, a abaterii de la circularitate a epruvetelor strunjite cu cel mai uşor regim de aşchiere ($t = 0{,}25$ mm ; $s = 0{,}06$ mm/2π rad.).

Reiese că valoarea $\delta_{p\cdot max} = 4{,}5 \ldots 5\,\mu m$ (fig. 9, 10 şi 11), va fi prezentă pe conturul exterior al pieselor strunjite pe strungul SN-400, ori la ce regim uşor de lucru şi după oricît de mare număr de treceri. Pentru motivarea acestei concluzii, se prezintă în figura 12 curba $\delta_{pmax} = f(i)$; (i numărul de treceri), din care reiese în mod clar, că din punct de vedere tehnico-economic, pe strungul SN-400, nu este recomandabil a se lucra cu mai mult de două treceri, deoarece precizia de prelucrare a pieselor nu se va îmbunătăţi

într-o măsură în care să avntajeze trecerile următoare.

Pentru construirea diagramei din fig. 12 pe un grup de epruvete s-au efectuat 6 treceri : prima trecere cu regim corespunzător grupei I (punctul *A*), a doua trecere regim de lucru corespunzător grupei III (punctul *B*), trecerea a 3-a regim de lucru corespunzător grupei a IV-a (punctul *C*), trecera a 4-a, a 5-a și a 6-a, cu regimul de așchiere aproape neglijabil ; $t=0{,}1$ mm ; $s=0{,}06$ mm/2π rad. (punctele *D*, *E* respectiv *F*).

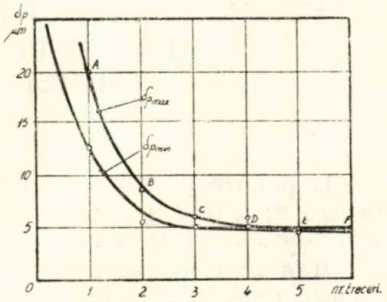


Fig. 12. Influența abaterii de la circularitate în funcție de numărul de treceri.

4. CONCLUZII

1. Forma geometrică inițială a semifabricatului influențează forma geometrică a pieselor strunjite. Această influență caracterizată prin abaterea de la circularitate a conturului exterior al pieselor strunjite, este cu atît mai importantă cu cît gradul de zvelteță a pieselor de tipul arborilor și axelor, este mai ridicat.

2. Începînd cu trecerea a 3-a de strunjire, forma geometrică în secțiune transversală a pieselor prelucrate nu se corectează, — decît cu valori practic neimportante — chiar dacă se lucrează cu regimuri de așchiere extrem de ușoare. Rezultă, că din punct de vedere tehnico-economic, numărul de treceri la prelucrarea pe strung se limitează la 2.

3. Forma geometrică a pieselor în secțiune transversală, prelucrate pe strungul SN-400, se încadrează din punct de vedere al abaterii de la circularitatea în clasa 3—4 de precizie.

4. Ținînd seama că numărul de treceri poate fi limitat la 2, adaosul de prelucrare pentru semifabricate se poate lua mai mic, ceea ce duce în ansamblu la importante economii de material.

BIBLIOGRAFIE

1. Gokun V. B., *Bazele tehnologice ale proiectării mașinilor.*
2. Erpșer I. V., O tocinosti obrabotannîh țilindriceschih povernostei. Stanki i instrument nr. 4/1966, pag. 5—7.
3. Adrilov A. N., Iscajenie profilea pri zapîși cruglogramm. Stanki i instrument nr. 9/1965, p. 22—24.
4. Bazrov B. M., Povîșenie tocinosti formî detali pri tocarnoi obrabotche. Stanki i instrument nr. 1/1965 p. 16—20.
5. * * * STAS 1918-64.
6. * * * STAS 5730-57.

УСТАНОВЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО ЧИСЛА ПРОХОДОВ ПРИ ТОЧЕНИИ, ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ ТОЧНОСТИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается рациональное число переходов необходимых при точении деталей, так что-бы они соответствовали определенному классу точности при минимальном числе проходов.

Для того, что-бы опыты приближались к действительным условиям, первый проход обдирки — был осуществлен на образцах с определенной степенью эксцентриситета. Последующие проходы выполнялись при режиме соответствующем предпоследней или конечной обработке.

Результаты показали что на станке SN—400 с технико-экономической точки зрения, число проходов следует ограничить двумя. При последующих проходах (третьем, четвертом, и т. д.) получается несущественная поправка геометрической формы.

L'ETABLISSEMENT OU NOMBRE OPTIM DE LA PASSE A LA OPERATION DE TOURNE AUTOUR POUR ASSURER LA PRECISION GEOMETRIQUE

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on étudie le nombre rational de la poose necessere a tourné autour des pieces, ainsi qeu ces pieces encadrent dans une classe de precision geometrique désiré, quond on a utilisé un nombre minimum des posses.

Pour que les experiences soient plus proche de la réalité du production, la premiere posse de l'ébauche a été effectue sur des epruvettes avec un precis degré d'excentricité. Les suivantes posses sont effectué avec les regimes de coupé qui corespondent aux operations de demifinissage, au finissage.

Les rezultats obtenus, montre que du point de vu tehnique et economique sur le tour SN-400, le nombre des posses on peut le limiter a deux. Par le suivantes posses (la 3-eme, 4-eme, etc.) on obtient un corection sans importance de la forme geometrique.

DEPENDENȚA EXPERIMENTALĂ A INFLUENȚEI PARAMETRILOR AERULUI LA INTRARE ASUPRA PROCESELOR DE SCHIMB TERMIC ȘI DE MASĂ*

DE

I. VLĂDEA, N. D. OANCEA

Calculul turnurilor de răcire se face aproape în exclusivitate folosind ecuația redusă a lui Merkel :

$$G_w \cdot c_w \cdot dt_w = \sigma_M (i_s - i) \cdot dS \qquad (1)$$

Relația (1) conține următoarele simplificări :

1) S-a considerat factorul $\frac{\sigma c_p}{\alpha} = 1$ adică s-a presupus că punctul de atracție al procesului se află pe curba limită. Prin această simplificare se introduc erori deoarece, așa după cum arată Bošniaković, chiar și în cazul psihrometrului, din cauza fluxului suplimentar al lui Stefan $\frac{\sigma c_p}{\alpha} \neq 1$.

In realitate, așa după cum s-a demonstrat teoretic [6] și experimental [6], legitatea celor două procese de schimb termic și de masă nu este identică din cauza interacțiunii lor.

Potrivit ultimelor determinări, în cazul turnurilor de răcire $\frac{\sigma c_p}{\alpha} = 1{,}0—1{,}1$ deși unii autori [6] pun la îndoială însăși posibilitatea determinării cifrei $\frac{\sigma c_p}{\alpha}$ cu mijloacele tehnice actuale.

2) S-a neglijat modificarea debitului de apă în urma evaporării și prin aceasta aportul de căldură $dG_w \cdot c_w \cdot t_w$.

3) Nu s-a luat în considerare răcirea suprafeței peliculei față de centrul curentului de aer, deoarece în timpul experimentărilor s-a determinat temperatura medie a curentului.

4) S-a neglijat dependența de temperatură a căldurii de evaporare și a căldurii specifice a apei, a aerului și a vaporilor de apă.

Prin folosirea ecuației (1), simplificările menționate introduc erori. In cele ce urmează, ne propunem să găsim o legitate pentru aceste erori introduse pentru ca în felul acesta să le putem elimina.

---

* Lucrarea comunicată la sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. la data de 10—12 mai 1968.

Pe baza cercetărilor, s-a constatat:

$$\sigma = f(R_e, S_c) \tag{2}$$

Deoarece prin folosirea realției (1) se determină de fapt $\sigma_M \neq \sigma$, va trebui o relație de forma:

$$\sigma_M = f_1(R_e, S_c) \tag{3}$$

pentru exprimarea legității procesului, în care $f_1 \neq f$.

Mai întîi vom cerceta grafic calitativ influența primelor 3 simplificări asupra procesului.

Diagrama [1] s-a reprezentat presupunîndu-se că $\frac{\sigma c_p}{\alpha} \neq 1$.

Se observă că simplificarea $\frac{\sigma c_p}{\alpha} = 1$, deplasează punctul de atracție al procesului din G_a în G. Prin aceasta, apare în calcule un transfer termic total mai mic cu ΔQ_1 decît în realitate cu semn. Simplificarea (1) conduce la o supradimensionare a instalației, pentru $\frac{\sigma c_p}{\alpha} = 1$.

Simplificarea $dG_w \cdot c_w \cdot t_w$, neglijează căldura conținută de apa evaporată, care de fapt nu se extrage din restul apei neevaporate, fiind conținută de însuși debitul dG_w. Prin aceasta se introduce o eroare de semn +, adică se supraevaluează transferul de căldură și deci se subdimensionează instalația.

Considerîndu-se temperatura peliculei egală cu temperatura medie a curentului, s-a introdus în calcule un punct de atracție fictiv G_c, situat pe curba limită pe izoterma $t_c > t_a$.

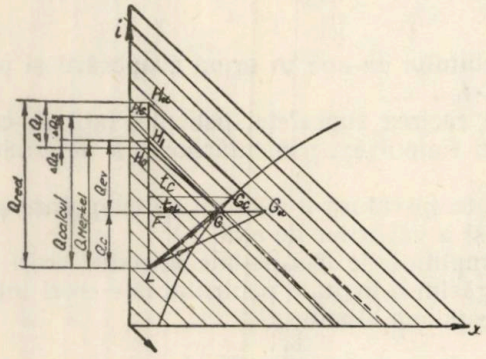


Fig. 1. Efectul simplificărilor asupra ecuației lui Merkel.

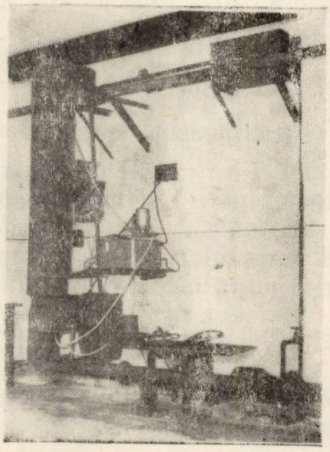


Fig. 2. Instalația experimentală.

Prin acest artificiu se introduce o eroare cu semn + deoarece se presupune că procesul s-ar desfășura cu $\frac{\sigma c_p}{\alpha}=1$, către punctul G_a, cu temperatura $t_c > t_a$.

Eroarea totală care se obține prin folosirea relației (1) este:

$$\Delta Q=\Delta Q_1-\Delta Q_2-\Delta Q_3 \qquad (4)$$

Semnul erorii ΔQ, poate fi + sau —, în funcție de mărimea absolută a erorilor parțiale ΔQ_1, ΔQ_2 și ΔQ_3.

Deoarece în turn procesul nu se realizează pentru o singură pereche de valori apă-aer ci pentru o suită de transformări în care intervin prin calcule aceste simplificări, corectitudinea folosirii cifrei σ_M sau necesitatea introducerii unor corecții se poate stabili numai în laborator pentru domenii înguste, pentru care pot fi exprimate sub formă criterială experimentările.

Pentru determinarea influenței acestor simplificări asupra cifrei σ_M s-au executat cercetări experimentale pe instalația din figura 2.

În principal aceasta este construită dintr-o placă de asbociment, de dimensiunile 1 800×300 mm, incastrată într-un uluc de lemn. Aerul, aspirat din exteriorul laboratorului a fost umezit și încălzit după dorință. Debitul de aer a fost măsurat cu o diafragmă dublă. Circuitul de apă a fost realizat cu un ultratermostat U 10, care realiza încălzirea apei la temperatura dorită cu o precizie de ±0,1 °C și circula și apa. Debitul de apă a fost determinat cu două debitmetre de viteză cu rotor cu paletaj vertical și pentru control cu vase etalonate. Apa evaporată s-a măsurat prin completarea nivelului apei în instalația cu vase etalonate.

Temperaturile au fost determinate în cîmp, cu termocuple Cu—CO, montate în peliculă și cu 5 termocuple reglabile cu șurub micrometric.

Pentru măsurarea umidității aerului s-a folosit psihrometrul Asmann.

Experimentările au fost realizate pentru o lățime a canalului de aer de 14 mm.

În timpul determinărilor s-a măsurat:

— debitul de apă, G_w [kg/s]
— debitul de aer, G_l [kg/s]
— temperatura apei calde, t_{w2} [°C]
— temperatura apei reci, t_{w1} [°C]
— temperatura termometrului uscat a aerului la intrare, t_l, [°C]
— temperatura termometrului umed a aerului la intrare, τ_1 [°C]
— debitul de apă evaporat, dG_w [kg/h]
— temperatura termometrului uscat a aerului la ieșire, t_u [°C] — informativ.
— temperatura termometrului umed a aerului la ieșire, t_2 [°C] — informativ.

Experimentările au fost grupate pe serii.

Caracteristicile acestora sînt :

	t_{w2} (°C)	σ_w kg/n	σ_L kg/n	t_{l_1} (°C)	x_{l_1} gr/kg	i_{l_1} Ky/kg	Nr. exp.
Seria C I	40,7	60	57,8÷106	27	13,2	60,2	5
Seria C II	40,7	60	57,8÷106	27	3,0	34,8	5
Seria C III	40,7	60	53,5÷104	13,5	3,0	21,2	5

Pentru fiecare serie de experiențe s-au păstrat constanți toți parametrii, cu excepția debitului specific de aer.

Seriile diferă între ele astfel :

— seria C_2 s-a realizat față de seria C_1 cu aer de aceeași temperatură dar mai uscat.

— seria C_3 s-a realizat față de seria C_2 cu aer de aceeași umiditate dar mai rece și față de seria C_1 cu aer mai rece și mai uscat.

— entalpia aerului proaspăt (i_{L_1}) scade de la seria C_1 la seriile C_2 și C_3.

Datele experimentale au fost prelucrate cu ecuația simplificată (1), considerîndu-se curba limită ca fiind o parabolă. In acest scop s-a folosit metoda de calcul recomandată de Spangemacher (2).

S-a determinat prin calcule σ_M.

Rezultatele sînt prezentate în figura 3.

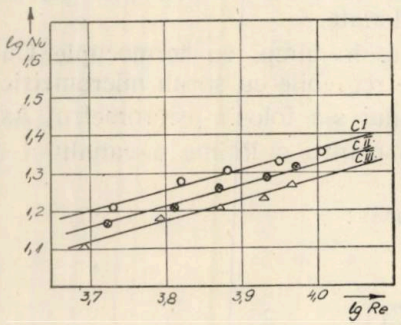


Fig. 3. Dependența experimentală Nu=f(Re) pentru experiențele din seriile C I—C III.

Se observă că punctele experimentale se așază pentru fiecare serie de experiențe pe cîte o dreaptă cu panta de 0,65, în coordonate logaritmice. σ_M scade de la serie la serie, menținîndu-se la toate seriile aceeași pantă.

Rezultatele experimentale sînt în concordanță cu cercetările lui Churchill și Brier, care experimentînd un curent de azot de (300 ÷ 1 000) °C perpendicular pe un cilindru au găsit realația :

$$Nu = 0{,}60 \quad Re^{0,5} \quad Pr^{0,3} \quad \left(\frac{T_L}{T_0}\right)^{0,12} \tag{5}$$

Aceste experiențe au avut drept scop răcirea aerului și de aceea temperatura stratului limită a crescut în timpul procesului și corecția $\left(\frac{T_L}{T_0}\right)^{0,12}$ a pus în evidență acest fenomen.

Nesterenko, pe baza experiențelor proprii a găsit ecuațiile :

$$Nu = 2 + 1{,}05 \quad Re^{0,5} \quad Pr^{0,33} \quad Gu^{0,175} \tag{6}$$

$$Nu_D = 2 + 0{,}9 \quad Re^{0,5} \quad Sc^{0,33} \quad Gu^{0,135} \tag{7}$$

Experiențele noastre, din seriile CII și CIII, pentru care $x = ct$, pot fi interpretate printr-o legitate de felul relațiilor (6) și (7).

Criteriul $Gu = \frac{T - T_0}{T}$ scade odată cu micșorarea temperaturii aerului proaspăt numai pentru $x = ct$. În cazul în care $x = const.$, criteriul Guchmann nu este potrivit deoarece nu reprezintă corect fenomenul.

Să revenim la ecuația simplificată (1).

Prin criterii suplimentare, de forma celui propus de Churchill și Brier sau de forma celui propus de Nesterenko nu se urmărește să se compenseze erorile generate de simplificările (1÷4) în așa fel încît σ_M să reprezinte cît mai fidel fenomenul.

Scăderea umidității aerului proaspăt are ca efect o creștere a diferenței de potențial $(x_s - x_L)$ deci o intensificare a evaporării și a răcirii, ceea ce conduce la o micșorare a temperaturii peliculei.

În calcule se operează cu $t_{w\,med}$, deci prin aceasta se introduce o eroare de semn +. Criteriul suplimentar de corecție ar trebui să micșoreze cifra de transfer σ_M. Criteriul Guchman din contră, mărește această eroare.

Pe de altă parte, pentru cazul cînd aerul este saturat și are loc o încălzire a aerului și un schimb de substanță, criteriul Guchman se anulează, ceea ce constituie o absurditate.

În cazul turnurilor de răcire influența parametrilor aerului proaspăt se realizează simultan (t_1 și x_1) fiind vorba de două potențiale care au un singur efect : răcirea apei.

Pentru că, entalpia sintetizează mai bine cele două potențiale care generează procesul, un criteriu de forma :

$$I = \frac{i_w}{i_w - i_1} \tag{8}$$

în care :

i_w este entalpia aerului saturat la temperatura apei calde [KJ/kg]

i_1 — entalpia aerului proaspăt [KJ/kg]

cuprinde mai corect fenomenul.

In acest caz, relațiile criteriale sînt de forma :

$$Nu_D = f(Re, Sc, I) \tag{9}$$

$$Nu = f(Re, Pr, I) \tag{10}$$

și

Nu_D și Nu se referă la relația simplificată (1).

In ceea ce privește influența cifrei $\frac{\sigma \cdot c_p}{\alpha}$, aceasta este neglijabilă. (Sub 3% pentru $\frac{\sigma \cdot c_p}{\alpha} = 1 \div 1{,}1$ după Mehling [5]).

Pentru a putea aprecia influența neglijării răcirii peliculei asupra procesului considerăm un paralelipiped elementar, de grosime constantă, egală cu unitatea :

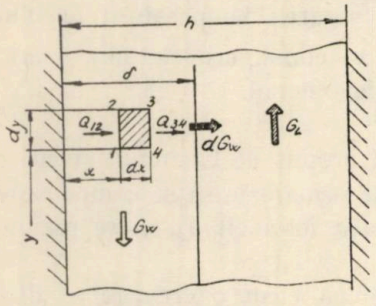


Fig. 4. Răcirea apei la suprafața oglinzii.

Potrivit legii lui Fourier :

$$Q_{12} = -\lambda \frac{\partial t}{\partial x} dy \cdot 1 \tag{11}$$

$$Q_{34} = -\lambda \frac{\partial}{\partial x}\left(t + \frac{\partial t}{\partial x} dx\right) dy \tag{12}$$

$$dQ = Q_{12} - Q_{34} = -\lambda \frac{dt}{\partial x^2} dx\, dy \tag{13}$$

Considerăm regimul de curgere al apei laminar.

In acest caz :

$$W_x = 0 \tag{14}$$

$$W_y = \text{ct} \tag{15}$$

$$dQ = c_p\, dx \cdot dy \left(W_x \frac{\partial t}{\partial x} + W_y \frac{\partial t}{\partial y}\right) \tag{16}$$

Egalînd relațiile (13) și (16) obținem :

$$-\lambda \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} = \rho c_p W_y \frac{\partial t}{\partial y} \tag{17}$$

$$a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} = -W_y \frac{\partial t}{\partial y} \tag{18}$$

Dacă elementul de volum este de înălțime mică, se poate aproxima variația lineară a temperaturii în lungul plăcii :

$$t_w = my + n \tag{19}$$

$$\frac{\partial t}{\partial y} = m \tag{20}$$

Prin integrare se obține :

$$t_w = \frac{Wy \cdot m}{a} x^2 + c_1 x + c_2 \tag{21}$$

In relația (21) c_1 și c_2 sînt constante de integrare care se pot determina din condiția de contur :

De exemplu :

pentru $y = 0$ $t_w = t_{w1}$ (22)

$$\frac{\partial t}{\partial x} = 0$$

$$t_w = t_{w1} - \frac{W_y \cdot m}{a} x^2$$

temperatura peliculei va fi :

$$t_{w_p} = t_{w1} - \frac{W_y \cdot m}{a} \delta^2 \tag{23}$$

Pentru a evidenția ordinul de mărime al erorii introduse în calcul prin folosirea temperaturii curentului în locul temperaturii peliculei, vom calcula una din experimentări, temperatura peliculei și apoi vom determina σ_M pentru temperatura reală a suprafeței și pentru temperatura medie a peliculei.

Date de calcul (Experiența BVI-3)

$$t_{w2} = 46{,}2\ [°C] \quad \delta_{pel} = 0{,}624 \quad 10^{-3}\ [mm]$$

$$t_{w1} = 36{,}7\ [°C] \quad W_{apă} = 0{,}45\ [m/s]$$

$$t_{w_{med}} = 41{,}40\ [°C] \quad a = 1{,}52 \cdot 10^{-7}\ [m/s]$$

$$t_{pel} = 41{,}45 - \frac{0{,}45 \cdot 5{,}25}{1{,}52}\, 0{,}96 = 40{,}03\ [°C]$$

Pentru $t_{w_m} = 41{,}45\ [°C]$ $\sigma_{Mm} = 112\ [kg/m^2\,h]$

$$t'_{w_{pel}} = 40{,}03\ [°C] \quad \sigma_{M_{pel}} = 101\ kg/m^2h.$$

Așadar temperatura peliculei a fost mai mică cu 1,42 °C decît temperatura din centrul curentului, în timp ce σ_M calculat pentru temperatura peliculei, este mai mic cu 11 kg/m h sau cu 10,9% decît σ_M calculat pentru temperatura medie a curentului.

Pentru a reuni cele 3 drepte din figura 3 o relație criterială de forma :

$$Nu = C \cdot Re^{0,65} \cdot Pr^{0,3} \left(\frac{i_w}{i_w - i_1} \right)^{0,10} \tag{24}$$

$$Nu_D = C \cdot Re^{0,65} \quad Sc^{0,3} \left(\frac{i_w}{i_w - i_1} \right)^{0,10} \tag{25}$$

este convenabilă.

Această legitate, cuprinde corecții și pentru simplificările ΔQ_1 și ΔQ_2 ca și pentru neglijarea variației căldurilor specifice cu temperatura. Valoarea exponentului este asigurată numai pentru condițiile experimentate. Pentru alte regimuri de lucru, erorile ΔQ_1 și ΔQ_2 și neglijarea variației căldurilor specifice cu temperatura pot influența diferit criteriul fundamental ceea ce afectează exponetul criteriului corectiv I.

Legitatea constantă este asemănătoare și cu experimentările lui Churchill și Brier care au determinat un coeficient corectiv $\left(\frac{T_0}{T_L}\right)$ cu exponentul 0,12.

BIBLIOGRAFIE

1. Bošniaković F., *Technische Thermodynamik*. II. Teil, Leipzig 1960.
2. Vlădea I., *Instalații și utilaje termice*. Editura tehnică 1966.
3. Merkel F., Verdunstungskühlung Berlin V.D.I. 275 — 1925.
4. Boboescu N., Studiu teoretic și experimental al schimbului de căldură și substanța în instalațiile de răcire cu tiraj forțat sistem pelicular — Dizertație 1959.
5. Mehlig T. C., Die Wärme und Stoffübertragung bei der Verdunstungskühlung B.W.K — 2 — 1968.
6. Spangemacher K., Korreferat zum Vortrag Dr. Klenke im Hause der Technik, Essen.

ОПЫТНАЯ ЗАВИСИМОСТЬ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ВОЗДУХА ПРИ ВХОДЕ НА ПРОЦЕССЫ ТЕПЛО- И МАССООБМЕНА

(РЕЗЮМЕ)

Для корректирования упрощений вносимых применением приведенного уравнения Моркеля, рассматривается теоретически их эффект на число $\sigma \cdot c_p/\alpha$. Принимается что общий эффект является алгебраическим суммированиям составляющих.

Расчитывается температура пленки при помощи уравнения фурье.

На основании испытаний устанавливается понижение тяанспортного числа пропорционального эпиталлии свежего воздуха. Для этой поправки предлагается критериальное соотношение. Множитель $\left(\frac{i_w}{i_w - i_L}\right)^{0,12}$ 0,12 соответствует рассмотренным областям.

DIE EXPERIMENTELLE ABHÄNGIGKEIT DES EINFLUSSES DER LUFTEINTRITTSGRÖSSEN AUF DEN WÄRME- UND STOFFAUSTAUSCHVORGANG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Um die Vereinfachungen, welche bei Benützung der Merkel'schen Gleichung eingeführt werden, zu berichtigen, wird ihr Einfluss auf den Ausdruck $\sigma \cdot c_p/\alpha$ untersucht. Aus dem theoretischen Studium folgt, dass sich der Gesamteinfluss aus der algebraischen Summe der Komponenten ergibt.

Mit Hilfe der Fourier'sche Gleichung wird die Filmtemperatur berechnet.

An Hand eigener experimenteller Untersuchungen wird ein Absinken der Übergangszahl bei abfallender Frischluftentalpie festgestellt. Für diese Berechtigung wird eine kriterielle Gleichung vorgeschlagen, in welcher der Faktor: $\left(\frac{i_w}{i_w - i_L}\right)^{0,12}$ dem untersuchten Bereiche entspricht.

STUDIUL TEORETIC ŞI EXPERIMENTAL AL SCHIMBULUI DE CĂLDURĂ PRIN TUBURI CU NERVURI RULATE, INFĂŞURATE ŞI PLATE*)

DE

I. VLĂDEA[1])

Colectivul catedrei de Termotehnică a Politehnicii din Timişoara dispune de un bogat material experimental în domeniul schimbătoarelor de căldură cu perete intermediar, realizat pe diferite schimbătoare confecţionate din tuburi cu nervuri exterioare sau interioare, pentru : apă-aer, aer-apă, şi ulei-apă, primul fluid fiind cel cald. Problema pusă de autor în această lucrare constă din compararea acestor rezultate experimentale cu cele ce se obţin din calculele teoretice realizate cu formulele aflate în literatură, dar mai ales din determinarea modului cum schimbătoarele reale pot fi asimilate cu cazurile studiate teoretic, precum şi a limitelor de valabilitate a acestei asimilări. De aceea se consideră necesar să se reamintească formulele finale la care au ajuns diferiţi cercetători pe cale teoretică, în cazul transmiterii de căldură prin tuburi cu nervuri [1], [2], [3].

In conformitate cu notaţiile de pe fig. 1, unde e reprezentat un tub cu doi pereţi concentrici, avînd în afară nervuri trapezoidale rulate din materialul tubului exterior, căldura transmisă de fluidul cald din interior spre suprafaţa exterioară a tubului combinat va fi

$$Q' = \frac{\pi n \cdot l \cdot (t_0 - t_3)}{\frac{1}{\alpha_1 \cdot d_1} + \frac{1}{2\lambda_1} \cdot \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{2\lambda_2} \cdot \ln \frac{d_3}{d_2}} \quad [W] \qquad (1)$$

unde : t_0 este temperatura fluidului care curge prin tub,
t_3 — temperatura exterioară a peretelui tubului combinat,
l — lungimea unui singur tub din întregul schimbător,
n — numărul total de tuburi din schimbător,
α_1 — coeficientul de convecţie al fluidului din tub,
λ_1 şi λ_2 — coeficienţii de conductivitate termică ai materialelor celor două tuburi coaxiale.

---

*) Lucrare comunicată la Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din IPT la data de 10—12 mai 1968.

[1]) Determinările experimentale au fost efectuate de un colectiv format din : prof. I. Vlădea, conf. H. Theil, ing. F. Neiss, ajutat şi de ş. l. Z. Ardelean şi asist. El. Neacşu.

Diferitele diametre care intervin în formulă se pot citi pe figură.

Pentru a putea scrie expresia (1), a fost necesară supoziția că temperatura exterioară t_3 este aceeași atît sub nervuri, cît și pe suprafața tubului lipsită de nervuri, ceea ce presupune lipsa unui flux longitudinal local de căldură între cele două regiuni. Această supoziție e, de fapt, realizată, din cauza bunei conductivități termice a tubului exterior (Al) și a distanței mici dintre cele două regiuni (3,67 mm).

Exteriorul tubului transmite căldura prin suprafața liberă de nervuri, S_p, și prin suprafața nervurii, S_n. Dacă pe lungimea l a tubului se află z nervuri, căldura totală transmisă va fi

$$Q' = n[(z+1)\,Q_p + z \cdot Q_n] = \alpha \cdot S \cdot (t_3 - t_4) \quad [\mathrm{W}] \tag{2}$$

unde : Q_p este căldura transmisă prin suprafața liberă a tubului,
Q_n — căldura transmisă printr-o nervură,
α — coeficient aparent de convecție, raportat la suprafața totală S, exprimată prin relația

$$S = n[(z+1) \cdot S_p + z \cdot S_n] \quad [\mathrm{m}^2] \tag{3}$$

După cum se vede, s-a admis același coeficient de convecție α_n de la fluid la nervură, ca și de la fluid la suprafața liberă a tubului, așa că $\alpha = \alpha_n$. Temperatura t_4 e a fluidului ce curge prin exteriorul tubului.

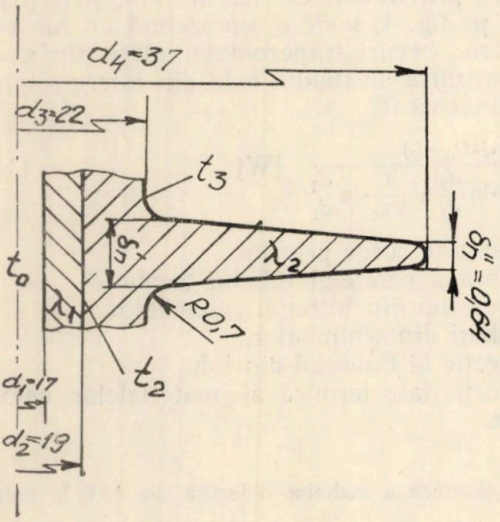


Fig. 1. Secțiune printr-un tub fretat, cu nervuri rulate.

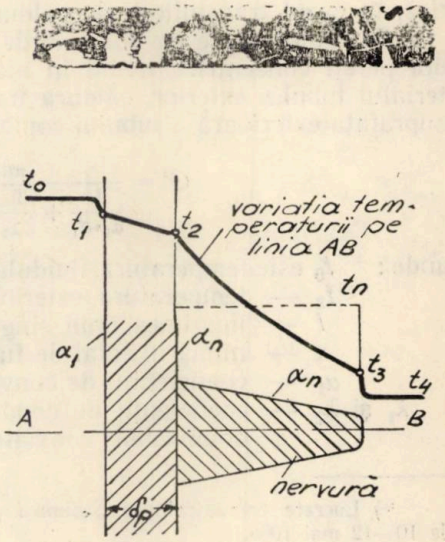


Fig. 2. Variația temperaturii nervurii în funcțiune de înălțimea ei.

Temperatura t variază în lungul nervurii, așa cum e arătat în fig. 2, unde t_n reprezintă temperatura medie a nervurii

$$t_n = \frac{1}{r_4 - r_3} \int_{r_3}^{r_4} t \cdot dr \tag{4}$$

unde dr e un element din lungimea nervurii, care variază între r_3 și r_4. Căldura evacuată prin nervură e, în acest caz,

$$Q_n = \alpha_n \cdot S_n \cdot (t_n - t_4) = \alpha_n \cdot \int_{Sn} (t - t_4) \cdot dS \tag{5}$$

Dacă se notează

$$m = \sqrt{\frac{2\alpha_n}{\lambda_n \cdot \delta_n}}, \quad [\mathrm{m}^{-1}] \tag{6}$$

se obține

$$Q_n = \alpha_n \cdot S_n \cdot (t_3 - t_4) \cdot \frac{T\,\mathrm{h}\,X}{X} \tag{7}$$

unde, pentru o nervură circulară (fig. 3 sau fig. 4)

$$X = \varphi \cdot m \cdot \frac{d}{2} \tag{8}$$

Coeficientul φ se citește în diagrama din fig. 5, în funcțiune de raportul d_4/d_3, sau de b/d_3 (în cazul nervurilor dreptunghiulare dispuse pe tuburi cilindrice. Prin acest coeficient se ia în considerare [4] abaterea acestor tipuri de nervuri de la nervura cu secțiune dreptunghiulară dispusă pe un perete plan, cînd se poate scrie exact

$$Q_n = \alpha_n \cdot S_n \cdot (t_3 - t_4) \frac{T\,\mathrm{h}\,m \cdot h}{m \cdot h} = 2 \cdot \alpha_n \cdot b \cdot (t_3 - t_4) \cdot \frac{T\,\mathrm{h}\,m \cdot h}{m} \tag{9}$$

unde b reprezintă lungimea nervurii, iar h — înălțimea ei (fig. 5).

Căldura Q_p evacuată prin suprafețele libere de nervuri ale tubului poate fi scrisă

$$Q_p = \alpha_n \cdot S_p \cdot (t_3 - t_4), \tag{10}$$

așa că, în total,

$$Q' = n \cdot \alpha_n \cdot (t_3 - t_4) \left[(z+1) \cdot S_p + z \cdot S_n \cdot \frac{T\,\mathrm{h}\,X}{X} \right] \tag{11}$$

Grosimea δ_n, care intră în expresia (6), se calculează pentru nervurile circulare cu profil trapezoidal (fig. 1) cu ajutorul formulei

$$\delta_n = \frac{\delta_n' + \delta_n''}{2} \tag{12}$$

Cu ajutorul acestor formule au fost calculate căldurile schimbate prin trei tipuri de schimbătoare de căldură, comparîndu-se rezultatele cu cele obținute pe cale experimentală, și anume :

a) Schimbător de căldură *cu tuburi cilindrice cu pereți compuși* din două tuburi coaxiale, cel interior din alamă (Am 63), iar cel exterior din aluminiu (Al 99,5). Din tubul de aluminiu au fost *rulate în spirală* și nervurile trapezoidale (fig. 1). Schimbătorul de căldură a fost dotat cu $n=48$ tuburi de $l=0{,}374$ m dispuse pe 6 rînduri în adîncime. Numărul de nervuri e $z=102$ pe un tub, iar suprafața unei nervuri e $S_n=13{,}88\cdot10^{-4}$ m^2. Grosimea medie a nervurii e $\delta_n=1{,}2\cdot10^{-3}$ m. Secțiunea frontală a răcitorului e de 0,1444 m^2, iar suprafața exterioară a tuturor tuburilor e $S=7{,}3872$ m^2. Suprafața liberă a tubului, între două nervuri, e $S_p=1{,}313\cdot10^{-4}$ m^2.

Căldura schimbată de cele două fluide între ele se va calcula cu formula

$$Q' = \frac{n\cdot(t_{0m}-t_{4m})}{\frac{1}{\pi\cdot l}\left(\frac{1}{\alpha_1\cdot d_1}+\frac{1}{2\lambda_1}\ln\frac{d_2}{d_1}+\frac{1}{2\lambda_2}\ln\frac{d_3}{d_2}\right)+\frac{1}{\alpha_n\left[(z+1)S_p+z\cdot S_n\frac{Th\,X}{X}\right]}} \quad [W] \qquad (13)$$

unde : $t_{0m}=(t_{0l}+t_{0e})/2$ este temperatura medie a fluidului cald și
$t_{4m}=(t_{4l}+t_{4e})/2$ — temperatura medie a fluidului rece.

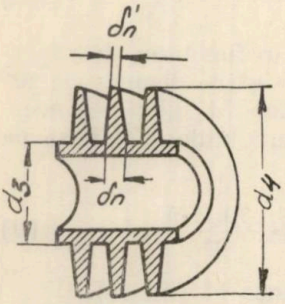


Fig. 3. Nervură circulară dispusă pe un tub cilindric.

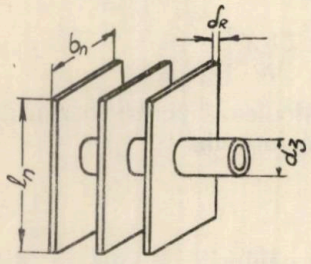


Fig. 4. Nervură dreptunghiulară dispusă pe un tub cilindric.

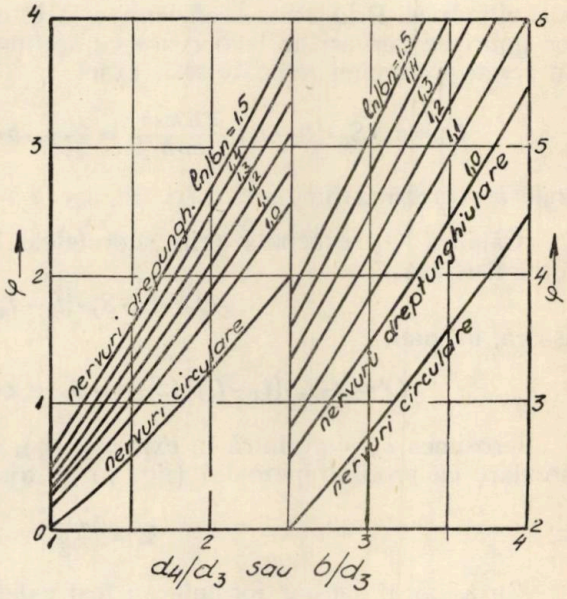


Fig. 5. Diagramă pentru determinarea coeficientului φ de corecție.

Dacă se înlocuiesc în aceste formule mărimile geometrice ale răcitorului, se obţine

$$Q' = \frac{48\,(t_{0m} - t_{4m})}{\frac{52{,}5}{\alpha_1} + 7{,}8 \cdot 10^{-4} + \frac{100\,X}{1{,}352 \cdot X \cdot \alpha_n + 14{,}076\,\alpha_n \cdot T\,\mathrm{h}\,X}} \quad [\mathrm{W}] \qquad (13\,\mathrm{a})$$

Mărimile t_{0m} şi t_{4m} se vor lua cele determinate pe cale experimentală. Valoarea lui α_1 (pentru apă de 20 °C) va fi determinată în funcţiune de temperatura apei, de raportul d_1/l, de diametrul d_1 şi de viteza apei w_a, din nomograma Gb 10 [3]. Determinările experimentale au fost efectuate pentru vitezele apei: $w_a = 0{,}50$; 1,00; 1,50 şi 2,00 m/s, pentru care au corespuns valori ale lui $\alpha_1 = 2\,560$; 4 420; 6 100 şi 7 550 W/m² · grd. Valorile lui α_n s-au determinat cu ajutorul nomogramei Gd 4 [5] în funcţiune de temperatura medie a aerului, de presiune, de factorul de corecţie f_A (aici $f_A = 1$), de diametrul exterior d_3 şi de produsul $\rho \cdot w_l$, unde ρ[kg/m³] e densitatea aerului şi w_l[m/s] viteza aerului. Pentru calculul vitezei aerului s-a utilizat secţiunea cea mai strangulată dintre tuburi, care e de $0{,}1444 \cdot 0{,}744 = 0{,}1074$ m².

S-a luat apoi $\lambda_1 = 120$ W/m · grd şi $\lambda_2 = \lambda_n = 225$ W/m · grd.

Cu aceste valori s-a calculat valoarea lui m (relaţia 6) şi apoi a lui X (relaţia 8), iar din *Manualul Inginerului* [6] s-a determinat T h X.

In acest mod s-au putut calcula pentru toate cazurile determinate experimental şi valorile teoretice ale lui Q date de formula (14).

Pentru a elimina influenţa diferenţei de temperatură, s-a calculat

$$k = \frac{Q}{S \cdot \Delta t_m} \quad \text{şi} \quad k' = \frac{Q'}{S \cdot \Delta t_m} \quad \left[\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m^2 \cdot grd}}\right] \qquad (14)$$

pentru determinarea experimentală (k) şi pentru cea teoretică (k').

In fig. 6 au fost trasate valorile lui k în funcţiune de w_l şi de w_a. Influenţa vitezei apei asupra valorii experimentale a lui k reiese şi din diagrama trasată în fig. 7, unde s-a luat în abscisă viteza w_a, pentru $w_l = 13$ m/s.

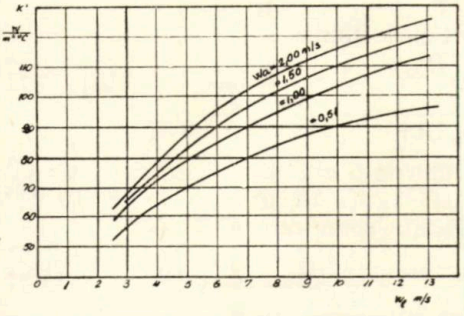


Fig. 6. Valorile funcţiunii $k = f_1(w_l, w_a)$, pentru tubul cu nervuri rulate.

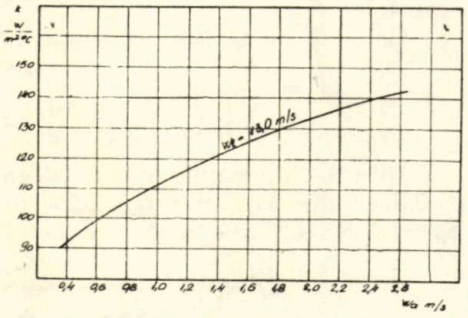


Fig. 7. Valoarea funcţuinii $k = f_2(w_a)$, pentru tubul cu nervuri rulate.

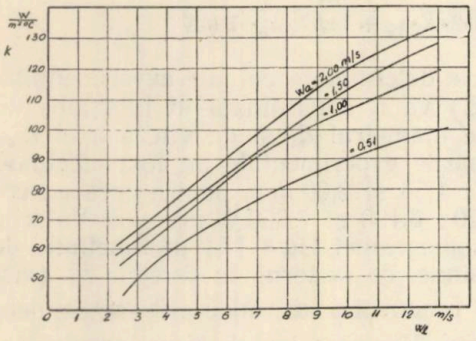


Fig. 8. Valorile funcțiunii $k'=f_3(w_e, w_a)$, pentru tubul cu nervuri rulate.

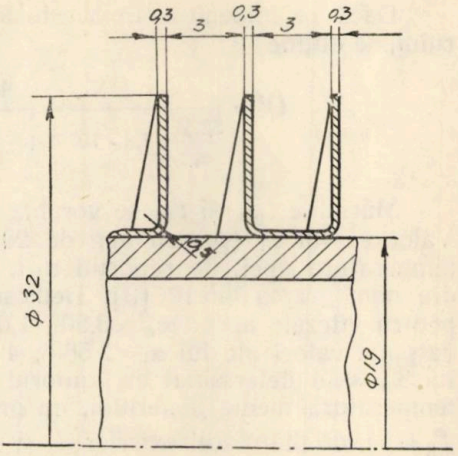


Fig. 9. Secțiune printr-un tub cu nervuri înfășurate.

Pentru același tip de răcitor s-au calculat valorile căldurii Q' și ale coeficientului de trecere k'; ultimele valori s-au trasat în diagramele din fig. 8. Dacă se compară curbele din fig. 6 cu cele din fig. 8, se observă că valorile lui k' sînt sistematic ceva mai mari decît ale lui k (circa +4%), la valori mai mici ale lui w_l ($w_l < 8{,}5$ m/s) și sînt ceva mai mici (circa —3%) la valorile mai mari ale lui w_l. Deși α_1 e de circa 18,5 ... 134 ori mai mare decît α_n, se vede în fig. 8 că valorile lui α_1 (care sînt funcțiuni de w_a) influențează simțitor valorile lui k', de unde reiese importanța și a vitezei apei pentru capacitatea de schimb de căldură a răcitorului.

b) Aceleași calcule și comparații cu rezultatele experimentale s-au efectuat și în cazul răcitorului dotat cu tuburi cu nervuri înfășurate, a căror secțiune se vede în fig. 9. Aceste nervuri sînt confecționate dintr-un profil U, realizat din tablă de alamă (Am 63) de grosime constantă, înfășurat pe tubul de alamă cu ϕ17/19 și fixat prin cositorire. Numărul de tuburi din răcitor e acum $n=60$, iar al nervurilor dispuse pe lungimea $l=0{,}374$ m a unui tub e $z=113$.

Calculul lui Q' a fost efectuat acum cu formula

$$Q' = \frac{n\cdot(t_{0m}-t_{3m})}{\frac{1}{\pi l}\left(\frac{1}{\alpha_1\cdot d_1}+\frac{1}{2\lambda_1}\ln\frac{d_2}{d_1}\right)+\frac{X}{\alpha_n\,[(z+1)\cdot S_p\cdot X+z\cdot S_n\cdot T\,\mathrm{h}\,X]}}\ [\mathrm{W}] \qquad (15)$$

În această formulă se pot înlocui valorile geometrice, care sînt: $n=60$; $l=0{,}374$; $d_1=0{,}017$ m; $d_2=0{,}019$ m; $\lambda_1=120$ W/m · grd, $S_p=1{,}8\cdot 10^{-4}$ și $S_n=10{,}38\cdot 10^{-4}$ m². Se obține astfel ecuația semi-numerică

$$Q'=\frac{60\cdot(t_{0m}-t_{3m})}{\frac{52{,}5}{\alpha_1}+5{,}5\cdot 10^{-4}+\frac{100\,X}{\alpha_n\,(2{,}052\,X+12{,}73\,T\,\mathrm{h}\,X)}}\ [\mathrm{W}] \qquad (15\,\mathrm{a})$$

În fig. 10 au fost trasate curbele $k=f_4(w_l, w_a)$ iar în fig. 11 cele ale lui k'. Același paralelism se constată și acum între valorile experimentale și cele calculate. Pentru compararea tuburilor fretate cu nervuri rulate cu cele simple cu nervuri înfășurate, s-au trasat curbele din fig. 12. Se vede că valorile lui k (și k') pentru prima categorie de tuburi sînt cu circa 20...25% mai mari decît cele obținute pentru a doua categorie, deși în al doilea caz numărul de nervuri pe un tub a fost cu 15% mai mare.

c) S-a considerat apoi un tip de schimbătoare de căldură formate din tuburi aplatisate dispuse pe 2, 3 și 4 rînduri în adîncime și cîte 25 tuburi într-un rînd. Aceste tuburi au fost asamblate între ele prin 85 nervuri plate și continue, de 0,1 mm grosime, distanțate între ele cu 3,2 mm (în fig. 13 e arătat răcitorul cu 4 rînduri de tuburi, avînd, deci, 100 tuburi și 85 nervuri).

Tuburile aplatisate au fost confecționate din tablă de alamă (Am 63) de 0,15 mm grosime. Nervurile au fost confecționate din tablă de: cupru,

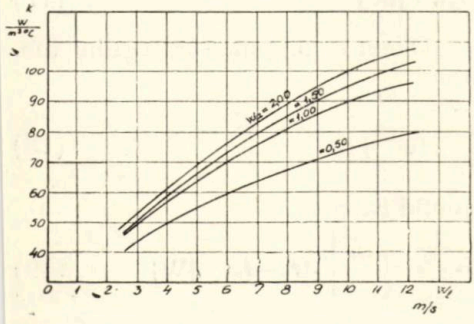


Fig. 10. Valorile funcțiunii $k=f_4(w_l, w_a)$, pentru tubul cu nervuri înfășurate.

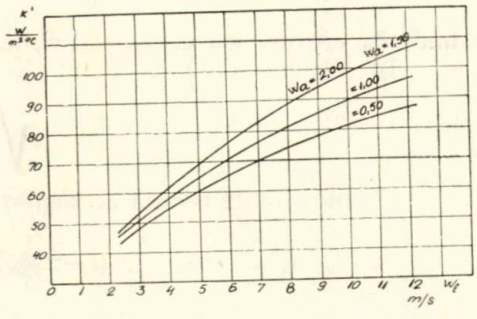


Fig. 11. Valorile funcțiunii $k'=f_5(w_l, w_a)$, pentru tubul cu nervuri înfășurate.

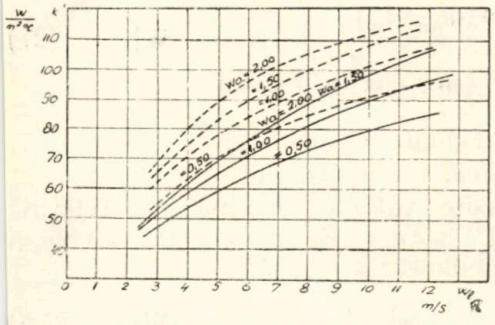


Fig. 12. Comparație între $f_1(w_l, w_a)$ (linii întrerupte) și $f_4(w_l, w_a$ (linii continue).

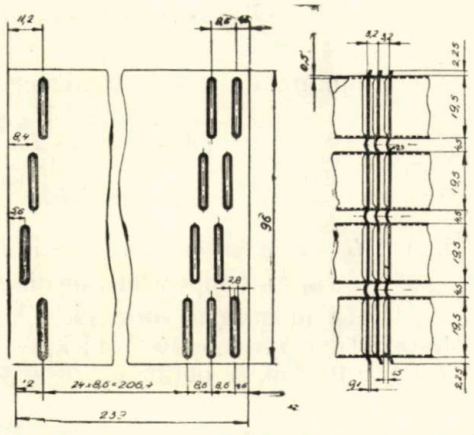


Fig. 13. Răcitor cu patru rînduri de tuburi aplatisate și cu nervuri plate.

alamă și oțel, realizîndu-se astfel 3 răcitoare de apă-aer cu 2, 3 și 4 rînduri de tuburi, fiecare răcitor fiind dotat cu cele trei feluri de nervuri, deci în total 9 răcitoare.

Pentru calculul teoretic al acestor tipuri de răcitoare, tuburile diferitelor rînduri aflate aproximativ în același plan, au fost considerate ca formînd un perete plan continuu, dotat pe ambele fețe cu nervuri de înălțime $h=4{,}5$ mm și de lungime $b=96$ mm. Această supoziție simplificatoare e permisă deoarece tuburile acoperă 81,5% din lungimea totală a nervurii. În aceste condiții, căldura cedată de o nervură fluidului exterior va fi

$$q'_n=2\cdot\alpha_n\cdot b\cdot\frac{Th\,m\cdot h}{m}\cdot(t_2-t_3)\quad[W] \tag{16}$$

Tubul cedează căldură și prin suprafața sa liberă, care are expresia

$$S_p=b\cdot(l-z\cdot\delta_n),\quad[m^2] \tag{17}$$

unde δ_n e grosimea unei nervuri, iar $l=290$ mm e lungimea întregului tub.

În formula (16) m e dat de relația

$$m=\sqrt{\frac{2\alpha_n}{\lambda_n\cdot\delta_n}}\quad[m^{-1}] \tag{18}$$

Căldura totală cedată de răcitor fluidului exterior e

$$Q'=2\cdot n\cdot\alpha_n\left[b\cdot(l-z\cdot\delta_n)+b\cdot\frac{Th\,m\cdot h}{m}\right]\cdot(t_2-t_3)\quad[W] \tag{19}$$

unde $n=25$ reprezintă numărul de planuri ce se pot forma în întreg răcitorul.

Această căldură va fi egală cu cea cedată de fluidul care curge prin interiorul tuburilor, deci cu

$$Q'=2\cdot n\cdot\alpha_1\cdot b\cdot l\cdot(t_0-t_1)=2\cdot n\cdot b\cdot l\cdot\frac{\lambda_p}{\delta_p}\cdot(t_1-t_2)\quad[W] \tag{20}$$

Eliminînd din aceste trei ecuații pe t_1 și t_2, se obține pentru Q' expresia

$$Q'=\frac{2\cdot n\cdot b\cdot(t_{0m}-t_{3m})}{\frac{1}{\alpha_1\cdot l}+\frac{\delta_p}{l\cdot\lambda_p}+\frac{m}{\alpha_n[m\cdot(l-z\cdot\delta_n)+Th\,m\cdot h]}}\quad[W] \tag{21}$$

unde: t_{0m} este temperatura medie a fluidului din tuburi,

t_{3m} — temperatura medie a fluidului din exterior.

Dacă în această formulă se introduc valorile: $n=100$; $b=0{,}096$ m; $l=0{,}290$ m; $\delta_p=1{,}5\cdot10^{-4}$ m; $\lambda_p=120$ W/m·grd; $\delta_n=1\cdot10^{-4}$ m; $z=85$ și $h=4{,}5\cdot10^{-3}$ m, se obține expresia semi-numerică

$$Q'=\frac{19{,}2\cdot(t_{0m}-t_{3m})}{\frac{3{,}45}{\alpha_1}+0{,}431\cdot10^{-5}+\frac{m}{\alpha_n(0{,}2815\text{ m}+Th\,m\cdot h)}}\quad[W] \tag{21 a}$$

În cazul acestui răcitor se pun două probleme importante:

— Compararea rezultatelor obținute pe cale experimentală cu cele date, pentru aceleași condiții de funcționare și pentru același răcitor, de relația (21 a).

— Compararea schimbului de căldură al aceluiași răcitor dotat alternativ cu nervuri de cupru, alamă și oțel.

Valoarea lui α_1 s-a determinat și în acest caz tot cu ajutorul nomogramei Gb 10 [5], dar acum se ia în considerare diametrul echivalent al tubului aplatisat

$$d_e = \frac{4 \cdot 48 \cdot 10^{-6}}{43{,}4 \cdot 10^{-3}} = 4{,}43 \cdot 10^{-3}\ \text{m}.$$

Raportul d_e/l e acum 0,0153. Viteza apei prin tuburi a variat între 0,03 m/s și 0,3 m/s, cînd se obțin pentru α_1 valorile extreme de 755 W/m² · grd și 3 300 W/m² · grd, la o temperatură medie a apei de circa 60 °C.

Valoarea lui α_n se determină cu ajutorul nomogramei Ga 4 [5] în funcțiune: de temperatura medie a aerului t_{3m}, de lungimea b a nervurii și de produsul $\rho \cdot w_l$, unde w e viteza aerului printre tuburi. Pentru $t_{3m} = 50$ °C; $b \approx 0{,}1$ m; $w_l = 12$ m/s și $\rho \cdot w_l = 13{,}15$ kg/m²s, se obține $\alpha_n \approx 70$ W/m² · grd.

Acum se poate calcula valoarea lui m pentru cele trei materiale din care sînt confecționate nervurile, dacă se ia: $\lambda_{Cu} = 350$ W/m · grd; $\lambda_{Am} = 120$ W/m · grd și $\lambda_{Ol} = 50$ W/m · grd, obținînd

$$m_{Cu} = \sqrt{\frac{2 \cdot 70 \cdot 10^4}{350}} = 63{,}2\ \text{m}^{-1}; \quad m_{Am} = \sqrt{\frac{2 \cdot 70 \cdot 10^4}{120}} = 108\ \text{m}^{-1};$$

$$m_{Ol} = \sqrt{\frac{2 \cdot 70 \cdot 10^4}{50}} = 167{,}2\ \text{m}^{-1}.$$

Cu aceste valori ale lui m și cu $h = 4{,}5 \cdot 10^{-3}$ m, se obține

$$(T\,\text{h}\,m \cdot h)_{Cu} = 0{,}277; \quad (T\,\text{h}\,m \cdot h)_{Am} = 0{,}451; \quad (T\,\text{h}\,m \cdot h)_{Ol} = 0{,}637$$

Dacă se admite pentru α_1 o valoare medie de 2 000 W/m² · grd, se obține din formula (21 a):

$$Q'_{Cu} = 371 \cdot (t_{0m} - t_{3m}) \quad [\text{W}]; \quad Q'_{Am} = 354 \cdot (t_{0m} - t_{3m}) \quad [\text{W}];$$

$$Q'_{Ol} = 315 \cdot (t_{om} - t_{3m}) \quad [\text{W}]$$

Se vede că $Q'_{Am}/Q'_{Cu} = 0{,}952$ și $Q'_{1o}/Q'_{Cu} = 0{,}850$, ceea ce arată că nervurile de alamă transmit aerului cu 4,8% mai puțină căldură decît cele de cupru, iar nervurile de oțel cu circa 15% mai puțin, ceea ce corespunde foarte bine cu rezultatele obținute pe cale experimentală.

Dacă $t_{0m} - t_{3m} \approx 40$ grd, se obține $Q'_{Cu} = 14{,}84$ kW față de 13,9 kW cît s-a obținut în aceste condiții pe cale experimentală. Diferența între calcul și experiență e deci de 6,5%. Se vede că și în acest caz experiența concordă foarte bine cu teoria.

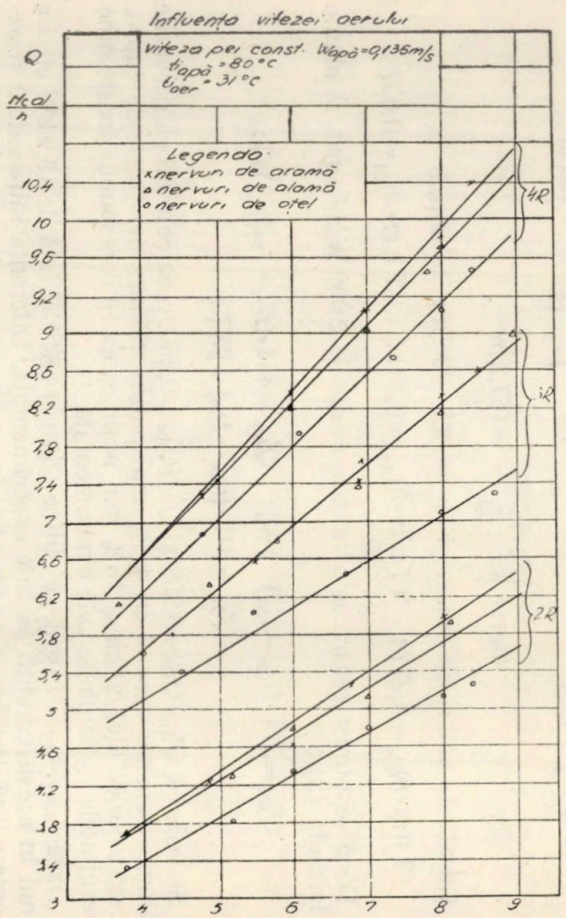


Fig. 14. Influența vitezei aerului asupra căldurii

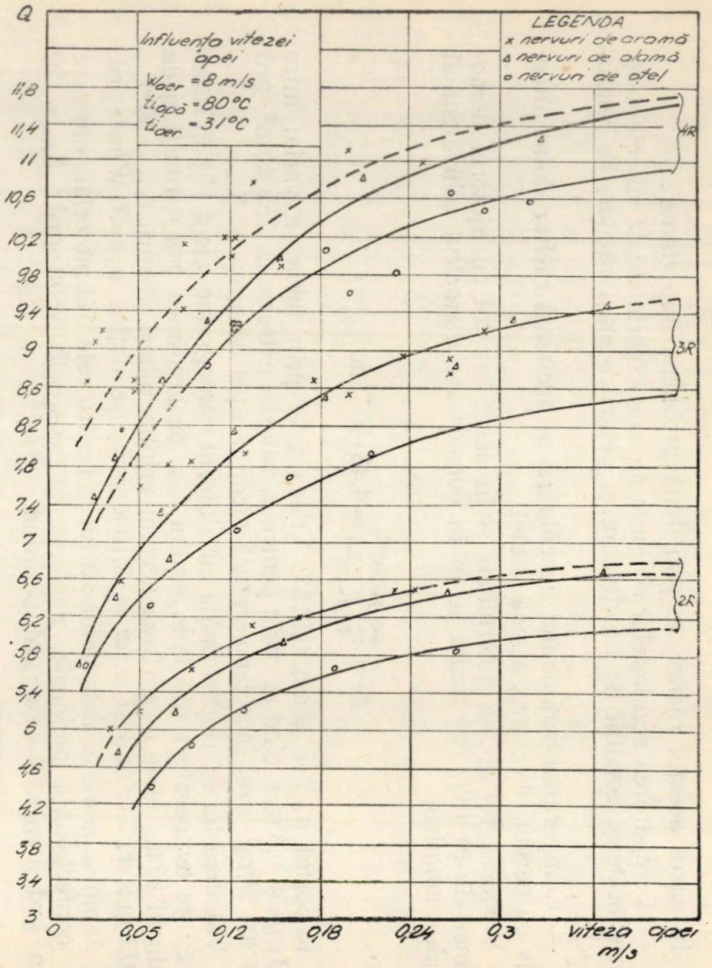


Fig. 15. Influența vitezei asupra căldurii schimbate în răcitoarele cu 2, 3 și 4 rînduri de tuburi, dotate cu nervuri: de cupru, de

Avînd în vedere că raportul $(\delta_p/\lambda_p)_{Cu}=0{,}482\cdot10^{-6}$; $(\delta_p/\lambda_p)_{Am}=1{,}25\cdot10^{-6}$ şi $(\delta_p/\lambda_p)_{Ol}=3{,}0\cdot10^{-6}$ m²·grd/W şi că acest raport reprezintă a 100 parte din $1/\alpha_1$, chiar dacă $\alpha_1=3\,300$ W/m²·grd, rezultă că materialul din care se confecţionează tubul poate fi şi oţel, nu numai alamă, putîndu-se economisi şi în acest mod materialele deficitare.

În fig. 14 e redată influenţa *vitezei aerului* asupra transmiterii de căldură pentru răcitoarele : cu 2 rînduri de tuburi (2R), cu 3 rînduri de tuburi (3R) şi cu 4 rînduri (4R), fiecare răcitor fiind dotat alternativ cu nervuri din : cupru, alamă şi oţel. Se vede că eficienţa răcitorului creşte liniar cu viteza aerului, deoarece această viteză e relativ mică. Influenţa vitezei apei e redată în fig. 15. Se vede că acum căldura transmisă tinde asimptotic spre o valoare maximă în toate cele nouă cazuri determinate, dar această valoare e încă departe de a fi atinsă la $w_a=0{,}3$ m/s, afară de cazul răcitorului cu 2 rînduri de tuburi, cînd valoarea maximă e atinsă la circa 0,36 m/s, fiind de 7,80 kW.

CONCLUZII

Din studiul alăturat s-au desprins următoarele :

— Rezultatele calculelor teoretice efectuate pentru tuburi sau pentru pereţi plani cu nervuri se apropie foarte mult de cele obţinute prin determinări experimentale, dacă se dă atenţie deosebită determinării corecte a coeficienţilor de convecţie termică pentru ambele fluide care schimbă căldură între ele. Coincidenţa dintre cele două metode de determinare e în general de ±4%, dar unele rezultate coincid perfect. De aici rezultă că metodele teoretice actuale de calcul ale suprafeţelor dotate cu nervuri sînt foarte corecte, cel puţin din punct de vedere global.

BIBLIOGRAFIE

1. Harper, D. R. and Brown, W. B., NACA Report Nr. 158 (1922), p. 677.
2. Schmidt, E., Z — VDI 1926, S. 885 u. 947.
3. Hausen, H., Z — VDI, Beiheft Verfahrenstechnik, 1940, Nr. 2, p. 55.
4. Baehr, H. D., *Handbuch der Kältetechnik*, vol. III, p. 117 (1959).
5. * * * VDI — Wärmeatlas, 1963.
6. * * * *Manualul inginerului (Hütte)*, p. 47, Ed. A.G.I.R., Bucureşti 1947.

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИЗУЧЕНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ЧЕРЕЗ ТРУБЫ С НАКАТАННЫМ, НАВЕРНУТЫМ И ПЛОСКИМ ОРЕБРЕНИЕМ

(РЕЗЮМЕ)

Сравниваются экспериментальные результаты, полученные при испытании в аэродинамической трубе теплообменников состоящих из цилиндрических или сплюснутых труб с внешним оребрением, с расчет-

ными данными, полученным при помощи имеющихся в литературе формул.

После краткого изложения о выводе расчетных формул для теплообмена через оребренные трубы, эти формулы применяются в следующих случаях :

— цилиндирческая латунная труба, на которую натянута труба из алюминия, из которой накатаны ребра трапезоидального сечения (рис. 1). ;

— обычная латунная труба на которую навернуто оребрение постоянного сечения, фиксированное припоем (рис. 9) ;

— сплюснутые латунные трубы покрытые плоскими ребрами из различных материалов (меди, латуни и стали) (рис. 13, 14, 15) ;

Во всех случаях расчетные данные дали очень хорошее совпадение с экспериментом. Главными условием было правильное уподобление реальных случаев, условиям теоретически изученным в литературе.

На основании теоретических и экспериментальных данных установлено что трубы с накатанным алюминиевым оребрением дают лучшие результаты чем трубы с навернутым оребрением, несмотря на то, что контактная поверхность последних была больше (рис. II).

Их превосходство было обнаружено во всех изученных частных случаях, как с точки зрения общих значении Q теплообмена, так и в отношении значения коэффициентов перехода κ и κ'.

Сплюснутые трубы были уподоблены плоским стенам с ребрами прямоугольного сечения шириной h и длиной b. В этом случае был необходим не расчет теплообмена, а сравнение того-же теплообменника, в котором последовательно заменяли оребрение из меди, латуни и стали. На основании расчетов, в которых изменялся, в зависимости от материала, лишь коэффициент теплопроводности λ, получена почти то же зависимость как и при экспериментальном определении.

На рис. 16, 17, 18 и 19 приведены сравнительные результаты, полученные при испытании теплообменников с двумя, тремя и четырмя рядами сплюснутых труб, покрытых ребрами из трех указанных материалов.

TEORETISCHES UND EXPERIMENTELLES STUDIUM EINIGER RIPPENROHRWÄRMEAUSTAUSCHER

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vom Autor in der vorliegenden Arbeit behandelten Probleme vergleichen die in Windkanälen durch Messungen an aus zylindrischen oder flachen gerippten Rohren bestehenden Wärmeaustauschern erhaltenen praktischen Ergebnisse mit Hilfe von Formeln aus gewählten Facharbeiten erhalten wurden.

Nach einer kurzen Erläuterung auf welche Weise man die mathematischen Formeln der durch gerippte Rohre ausgetauschte Wärme erhalten hat, werden diese Formeln entsprechenderweise in den folgenden Fällen angewendet:

— zylindrisches Messingrohr, über das ein Aluminiumrohr geschrumpft wird, woraus Rippen von trapezoidalem Querschnitt gewalzt wurden (Abb. 1);

— einfaches zylindrisches Messingrohr umwickelt mit Rippen von konstantem Querschnitt, die an das Rohr gelötet wurden (Abb. 9);

— flaches Messingrohr mit Rippen aus verschiedenen Materialen wie Kupfer, Messing, Stahl (Abb. 13, 14, 15).

Die berechneten Ergebnisse stimmen in allen Fällen mit den praktisch ermittelten Ergebnissen gut überein. Die Hauptaufgabe war, die genaue Übereinstimmung der Praxis mit den Theorien aus der Literatur festzustellen.

Aus den theoretischen Berechnungen und aus den praktischen Ergebnissen geht die Überlegenheit der mit gewalzten Rippen versehenen geschrumpften Aluminiumrohren gegenüber den mit Rippen umgebenen Messingrohren klar hervor, wenn auch letztere eine grössere Berührungsfläche haben (Abb. 11). Die Überlegenheit zeigt sich in allen untersuchten Einzelfällen, sowohl hinsichtlich der Gesamtwerte q der ausgetauschten Wärme, als auch in bezug auf den Wert der Wärmeübergangskoeffizienten k und k'.

Die flachgedrückten Rohre wurden als ebene Wände mit Rippen von rechteckigem Querschnitt, von der Höhe h und der entsprechenden Länge b angenommen.

Es bestand hier das Problem nicht in der effektiven Berechnung der ausgetauschten Wärme, sondern im Vergleich desselben Wärmeaustauschers, der sukzessive mit Rippen aus Kupfer, Messing oder Stahl ausgestattet wurde. Aus den Berechnungen, in denen sich abhängig vom Material nur der Wärmeleitungskoeffizient λ geändert hat, ergab sich fast die gleiche Abhängigkeit wie bei den praktischen Bestimmungen.

In Abb. 16, 17, 18 und 19 werden die auf praktischem Weg erhaltenen vergleichenden Ergebnissen an Wärmeaustauschern mit 2, 3 und 4 Reihen von flachen Rohren, die mit Rippen aus den 3 Materialien versehen wurden, gezeigt.

COMPORTAREA ECUAȚIEI DIFERENȚIALE A CURENTULUI ELECTRIC SUB ASPECT ENERGETIC*)

DE

PL. ANDRONESCU

1. CUVINT INTRODUCTIV

Din momentul ce curentul electric, calculat din ecuația diferențială, coincide cu curentul electric obținut experimental; din momentul ce: puterea și energia calculate, indirect, tot cu ajutorul ecuației diferențiale a curentului, coincid cu puterea și energia obținute experimental; din momentul ce cu ajutorul unui oscilograf, se obține curentul electric ca funcție de timp, experimental, în aceeași formă, cu curentul electric în funcție de timp obținut teoretic, nu înseamnă toate acestea, că există o concordanță dintre experiment și teorie?

Sigur că da.

Și totuși, din cele ce urmează, se vede, că există o ecuație diferențială a curentului electric, arhicunoscută, care indică o manifestare a fenomenului, care realmente nu poate să existe, ceea ce nu a fost observat pînă în prezent, datorită faptului, că s-a căutat să se explice fenomenul, numai din cele deduse de ecuația diferențială, fără să se folosească și alte metode de investigație, în cercetarea fenomenului.

Așadar, valabilitatea teoriei nu-i suficientă pentru a da o justă interpretare fenomenului, dedusă numai de formule. Numai dacă mînuirea uneltelor matematice în cercetarea fenomenului, se va sprijini, pe deoparte, pe modele de fenomene cît mai puțin abstracte, iar pe de altă parte, se va sprijini cît mai temeinic, pe principiile și legile naturii, se va putea ajunge la o interpretare, cît mai justă, a evoluției fenomenului cercetat.

2. COMPORTAREA ECUAȚIEI DIFERENȚIALE A CURENTULUI ELECTRIC SUB ASPECT ENERGETIC

In lumina directivelor evidențiate mai înainte, avîndu-se în vedere aplicarea metodei de investigație, folosită în cercetarea fenomenelor cu privire la mînuirea uneltelor matematice, cît și a principiilor și legilor na-

*) Conferință ținută la 20 noiembrie ora 6 1967 la Facultatea de Electrotehnică I.P.T.

turii, se caută să se vadă comportarea ecuației diferențiale a curentului electric pentru un curent cu parametrii concentrați în general și apoi sub aspect energetic.

Se dă ecuația diferențială în forma :

$$L\frac{di}{dt}+ri+\frac{Q}{C}=U_b \tag{1}$$

în care tensiunea de borne U_b e constantă în timp și produsă de la o baterie de acumulatori.

Circuitul electric conține parametrii concentrați r, L, C. După cum se vede e vorba de încărcarea unui condensator electric de capacitate C în cazul în care avem :

$$r>2\sqrt{\frac{L}{C}}. \tag{2}$$

Se obține diferența de potențial U_c de la bornele condensatorului în forma :

$$U_c=\frac{Q}{C}=\frac{1}{C}\int idt+\frac{Q_0}{C} \tag{3}$$

iar curentul electric din fig. 1 ia forma :

$$i=\frac{U_b}{2\Delta_2 L}\left(e^{p_1 t}-e^{p_2 t}\right) \tag{4}$$

cu

$$i_{max}=\frac{U_b}{(\Delta_1+\Delta_2)L}e^{p_1 t_m}. \tag{5}$$

Pe de altă parte, derivata curentului electric în raport cu timpul în momentul conectării (la $t=0$) obține forma :

$$\left(\frac{di}{dt}\right)_{t=0}=\frac{U_b}{L}=K\operatorname{tg}\alpha. \tag{6}$$

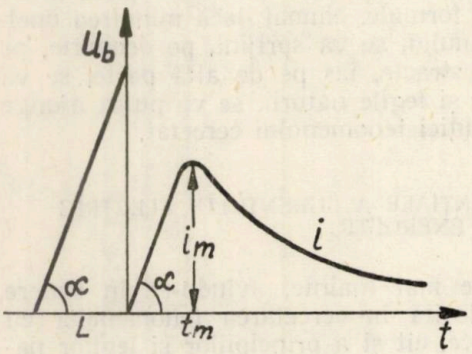


Fig. 1. Curentul electric i la încărcarea condensatorului.

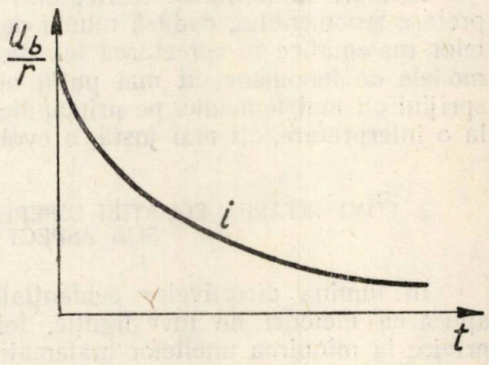


Fig. 2. Curentul electric i la încărcarea condensatorului.

în care se dau :

$$\Delta_1 = \frac{r}{2L}\ ;\ \Delta_2 = \sqrt{\left(\frac{r}{2L}\right)^2 - \frac{1}{LC}}\ ;\ p_1 = -(\Delta_1 - \Delta_2)\ ;\ p_2 = -(\Delta_1 + \Delta_2) \tag{7}$$

Inmulțind ecuația diferențială din [1] cu *idt* se obține ecuația diferențială pentru energii în forma :

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{i^2L}{2}\right)dt + i^2rdt + \frac{d}{dt}\left(\frac{Q^2}{2C}\right)dt = U_b i dt = dW_{elm}. \tag{8}$$

Se trece apoi la circuitul electric numai cu parametrii concentrați *r.c* pentru încărcarea condensatorului.

Se formează ecuația diferențială a curentului electric în forma :

$$r \cdot i + \frac{Q}{C} = U_b. \tag{9}$$

Cu diferența de potențial la bornele condensatorului în forma :

$$U_c = \frac{Q}{C} = \frac{1}{C}\int i dt + \frac{Q_0}{C} \tag{10}$$

și cu curentul electric în formă exponențială, exprimat prin :

$$i = \frac{U_b}{r} e^{-\frac{1}{rc}t} \tag{11}$$

Inmulțind ecuația diferențială a curentului electric cu *idt* se obține ecuația diferențială pentru energii în forma :

$$i^2rdt + \frac{d}{dt}\left(\frac{Q^2}{2C}\right)dt = U_b i dt = dW_{elm}. \tag{12}$$

Se atrage atenția că în cazul circuitului numai cu parametrii concentrați r și C (deci L=0) condensatorul fenomenologic nu se poate încărca, deoarece nu mai există posibilitatea de a se forma un cîmp electromagnetic oscilant prin care să se poată propaga o energie electromagnetică de la bornele bateriei de acumulator de-a lungul circuitului prin spațiu, pînă la condensator, unde să se transpună într-o energie electrostatică, datorită faptului, că lipsește cîmpul magnetic.

Așadar, ecuația diferențială a curentului din (9) ne reprezintă un fenomen electromagnetic care nu poate să existe și totuși condensatorul se încarcă experimental, ceea ce înseamnă că e suficient să se ia în considerație numai inductivitatea firelor de legătură de la bornele bateriei de acumulatori la condensator ; pentru a se realiza cîmpul electromagnetic oscilant prin care se propagă energia electromagnetică.

Se poate ușor constata că într-adevăr, cu inductivitatea foarte mică a firelor de legătură, s-a creat posibilitatea de încărcare a condensatorului.

Dacă în relația (5) se consideră inductivitatea L foarte mică se obține

$$(\Delta_1 + \Delta_2)L = r \tag{13}$$

astfel că curentul maximal ia forma :

$$\frac{U_b}{r} = i_{max}. \tag{14}$$

exact ca în (11) în cazul cînd s-a considerat $L=0$.

Pe de altă parte din (6) se obține pentru L foarte mic

$$\left(\frac{di}{dt}\right)_{t=0} = \frac{U_b}{L} = K \operatorname{tg} \alpha \tag{15}$$

$\frac{U_b}{L}$ foarte mare ; deci apare : $\alpha \cong 90°$.

Apare arcul α practic de 90°. Ceea ce arată că creșterea curentului electric, la $t=0$, are loc practic de-a lungul ordonatei pînă la valoarea maximală $\frac{U_b}{r}$ care apare și în (11) pentru cazul cînd s-a considerat $L=0$.

Așadar sub aspect energetic, ecuația diferențială pentru energii din (12) este valabilă, cu o mică eroare, dacă se ține seama că în realitate curentul electric crește în momentul conectării de la $i=0$ pînă la o valoare maximală, într-un interval de timp extrem de mic, care poate fi neglijabil și în consecință și efectul Joule-Lenz înmulțit cu dt în acest interval de timp devine un infinit mic de ordin superior și e deci neglijabil, ceea ce face ca ecuația diferențială a energiilor să o considerăm valabilă.

Se pune totuși întrebarea : de ce ecuația diferențială nouă ne dă totuși un curent electric i din momentul ce nu poate lua ființă o energie electromagnetică ?

Din fig. 3 se vede cum pătrunde într-o placă de cupru energia electromagnetică specifică, exprimată prin vectorul Poynting în forma :

$$\mathcal{S} = \frac{C}{4\pi} [\mathcal{E}\mathcal{H}] \tag{16}$$

în regim staționar.

Ne folosim de legile lui Maxwell (legea circuitului magnetic și legea inducției) care apar ca ecuații diferențiale cu derivate parțiale.

La rezolvarea acestor ecuații diferențiale în regim staționar aplicăm metoda de calcul cu introducerea de mărimi în formă complexă.

Intensitatea cîmpului electric $\mathcal{E}$ și intensitatea cîmpului magnetic $\mathcal{H}$ obțin formele :

$$\begin{aligned} \underline{\mathbf{E}} &= \underline{\mathbf{E}}_c e^{\gamma^* y} e^{j\omega t} \\ \underline{\mathbf{H}} &= \underline{\mathbf{H}}_c e^{\gamma^* y} e^{j\omega t} \end{aligned} \tag{17}$$

Se obține intensitatea de cîmp electric ca funcție exponențială de y în forma :

$$\underline{\mathbf{E}} = \frac{4\pi I \omega \mu_0}{l_p \alpha^*} e^{j\frac{\pi}{4}} e^{-\alpha^*(1+j)y} e^{j\omega t} \tag{18}$$

în care :

$$\gamma^* = \alpha^*(1+j) \qquad \alpha^* = \pm 2\pi \sqrt{\lambda \mu_0 f}. \tag{19}$$

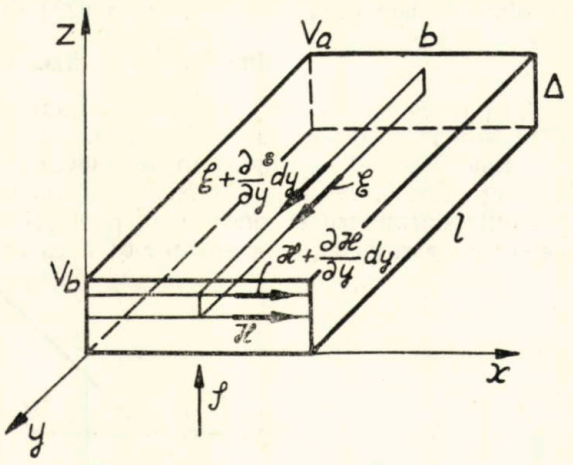


Fig. 3. Pătrunderea energiei electromagnetice în regim staționar, în placa de Cu.

Se formează diferența de potențial $\underline{\mathbf{V}}_a - \underline{\mathbf{V}}_b$ pentru $y=0$ care corespunde integralei de linie a intensității cîmpului electric în forma :

$$\int (d\ell \mathcal{E}_0) \text{ pentru } y=0.$$

Se obține în forma complexă :

$$\underline{\mathbf{E}}_0 l = \underline{\mathbf{V}}_a - \underline{\mathbf{V}}_b = I\sqrt{2}\, e^{j\omega t}(r + j\omega L) \tag{20}$$

în care parametrii concentrați r, L obțin expresiile :

$$r = 2\pi \frac{l}{l_p}\sqrt{\frac{\mu_0 f}{\lambda}} \qquad L = \frac{l}{l_p}\sqrt{\frac{\mu_0}{\lambda f}}\cdot \tag{21}$$

Din (21) se constată că parametrii concentrați obțin forme diferite de cele cunoscute, deduse din tuburile de cîmp electrocinetic și magnetostatic.

Totuși se constată că dimensiunile lui r și L din (21) corespund dimensiunilor cunoscute.

Din : $$\dim \lambda = \frac{\varepsilon}{T}\,;\ \dim r = \frac{T}{\varepsilon L}\,;\quad \dim L = \mu L \tag{22}$$

și ținîndu-se seama și de dimensiunea vitezei undei electromagnetice în forma :

$$V_v = \frac{C}{\sqrt{\varepsilon\mu}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{\varepsilon}{c^2}\mu}} = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon'\mu}} \tag{23}$$

de unde se obține :

$$\dim V_v = \frac{L}{T} = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon\mu}} \tag{24}$$

rezultă că dacă (24) se introduce în (22) se obține :

$$\dim r = \sqrt{\frac{\mu}{\varepsilon}} \quad \dim L = T\sqrt{\frac{\mu}{\varepsilon}}. \tag{25}$$

In felul acesta, se verifică că dimensiunile parametrilor : r și L din (21) coincid cu dimensiunile din (25).

Este deosebit de important de relevat, că propagarea unei energii electromagnetice în regim staționar, într-o placă de Cu la care nu se distinge prezența parametrilor concentrați, poate fi înlocuită printr-un circuit echivalent cu parametrii concentrați r și L ca în fig. 4, la care energia electro-

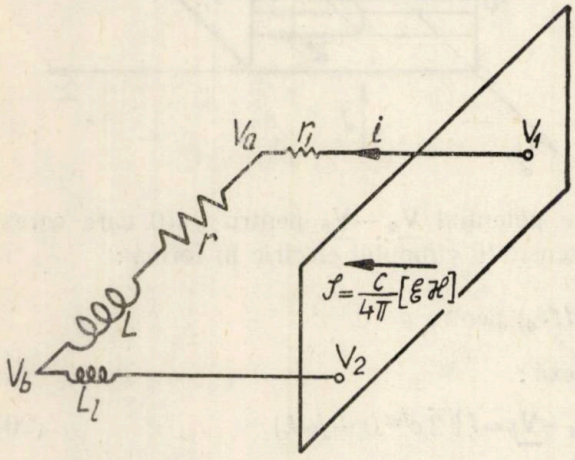


Fig. 4. Circuit echivalent cu parametrii concentrați r, L.

magnetică se propagă ortogonal pe planul perpendicular pe firele de legătură dintre sursă și circuitul de utilizare.

Se consideră la circuitul de utilizare și parametrii concentrați r_1 și L ale firelor de legătură. Ca urmare în locul ecuațiilor diferențiale cu derivate parțiale se introduce acum ecuația diferențială obișnuită a curentului electric ; la aceeași diferență de potențial electrocinetic U_b ia forma :

$$L\frac{di}{dt} + ri = U_b. \tag{26}$$

Inmulțind ecuația diferențială (26) cu idt, se obține ecuația energiilor în forma :

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{i^2L}{2}\right)dt + i^2r dt = U_b i dt = dW_{elm}. \tag{27}$$

In felul acesta, se obține curentul electric i ca funcție de timp și în momentul conectării circuitului electric, în forma :

$$i = i_m \sin(\omega t - \varphi) + i_m \sin\varphi e^{-\frac{r}{L}t}$$

cu :

$$i_m = \frac{u_m}{Z} \quad \operatorname{tg}\varphi = \frac{\omega L}{r}. \tag{28}$$

Din cele prezentate mai sus, s-a văzut că sub aspect energetic, se pot obține parametrii concentrați cari apar în ecuația diferențială (26) stabiliți din propagarea unei energii electromagnetice, în regim staționar, care pătrunde într-o placă de Cu în care există un gaz electronic. Iată un exemplu de cercetare a fenomenului cu uneltele matematice, din care rezultă un model de fenomen, abstractizat datorită folosirii uneltelor matematice.

Pe de altă parte, admițînd în (26) că tensiunea de borne U_b este constantă în timp, se știe că din ecuația diferențială (26) cu membrul al doilea, diferit de zero, se obține : curentul electric staționar i_{st} în forma :

$$i_{st} = \frac{U_b}{r} \tag{29}$$

indiferent de valoarea pe care o posedă inductivitatea L, deoarece curentul staționar i_{st} este constant în timp.

Ca urmare, cînd apare numai curentul electric staționar se obține energia în forma :

$$i_{st} U_b \, dt = dW_{ec}. \tag{30}$$

care nu mai poate fi considerată ca o energie electromagnetică, deoarece nu mai există un cîmp electromagnetic oscilant în timp.

3. ENERGIA ELECTROCINETICA

Energia în forma (30) nu poate fi considerată ca o energie electrică, deoarece se știe că atît energia electrică, cît și energia magnetică nu pot să se propage prin spațiu, deoarece ele nu posedă un cîmp electromagnetic oscilant.

Pentru orice punct din gazul electronic care se găsește în firul metalic din fig. 5 se introduce :

$$p = jV \tag{31}$$

prin care se exprimă energia electrocinetică care în unitatea de timp, străbate unitatea de suprafață, în gazul electronic, din firul metalic.

Din :

$$(\nabla jV) = (j \nabla V) = -j\mathcal{E}_v \tag{32}$$

în care se consideră :

$$(\nabla j) = 0$$

se realizează transformarea unei integrale de suprafață, într-o integrală de volum în forma :

$$\int_{S_1 S_2} (ds j V) = -\int_{\sigma} d\sigma \, (j\mathcal{E}_v). \tag{33}$$

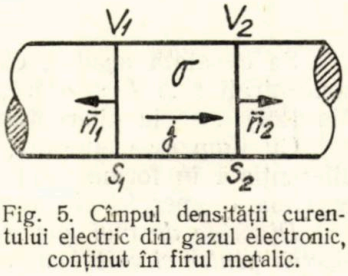


Fig. 5. Cîmpul densității curentului electric din gazul electronic, conținut în firul metalic.

Inmulțind relația (33) cu dt se obține :

$$\int_{S_1S_2}(dsjV)\,dt=-i(V_1-V_2)=dW_{ec} \tag{34}$$

în care dW_{ec} exprimă energia electrocinetică în forma diferențială : Pe cînd energia electromagnetică dW_{elm} se propagă prin cîmpul electromagnetic oscilant din exteriorul circuitului electric, iată că energia electrocinetică se propagă numai prin gazul electronic din firul metalic.

Integrala de volum din (33) înmulțită cu dt ne dă un lucru mecanic în forma :

$$\int_\sigma d\sigma(j\mathcal{E}_v)\,dt=\int ds\int(d\ell\mathcal{E}_v)\,dt=idt\int(d\ell\mathcal{E}_v)=dQ\int(d\ell\mathcal{E}_v)=dA_v \tag{35}$$

în care s-a ținut seama că :

$$dQ\mathcal{E}=d\mathcal{F}$$

exprimă o forță.

Ca urmare, prin înmulțirea relației (33) cu dt ne conduce la :

$$dW_{ec}=-dA_v$$

sau :

$$dW_{ec}+dA_v=0. \tag{36}$$

Ecuația diferențială (36) evidențiază „principiul energetic" adică se realizează o transpunere de energie, prin intermediul lucrului mecanic.

Energia electrocinetică, se transpune într-o energie termică.

Dat fiind că intensitatea cîmpului electric, din firul metalic conține și o componentă solenoidală, astfel că $\mathcal{E}$ ia în general forma :

$$\mathcal{E}=-\nabla V-\frac{1}{C}\frac{\partial\mathcal{A}_B}{\partial t}=\mathcal{E}_v+\mathcal{E}_A \tag{37}$$

rezultă că lucrul mecanic efectuat devine :

$$\int d\sigma(j\mathcal{E})\,dt=\int d\sigma(j\{\mathcal{E}_v+\mathcal{E}_A\})dt=dA=i^2r\,dt \tag{38}$$

în care, i^2r e cunoscut în literatură, sub denumirea de efectul Joule-Lenz.

4. CONCLUZII

Se constată așadar, că în cazul cînd circuitul electric cu parametrii concentrați r și L se găsește în regim staționar, cu curentul electric i_{ST} din (29) energia diferențială (30) devine o energie electrocinetică.

Cît timp însă curentul electric i nu-i constant în timp, atunci energia diferențială în forma (27) care are aceeași expresie ca energia din (30) exprimă o energie electromagnetică.

Din cele de mai sus, se constată, că ecuația diferențială a curentului electric pentru circuitul cu parametrii concentrați r, L nu poate face deosebirea

dintre *energia electromagnetică și energia electrocinetică, datorită faptului că ecuația diferențială nu poate să evidențieze, că prezența unei diferențe de potențial constantă în timp, se datorește existenței unor suprafețe de discontinuitate pentru funcția potențială, din circuitul sursă, care creiază surse de energie, pentru producția energiei termice, din rezistența electrică, din circuitul de utilizare, în regim staționar pentru i constant în timp.*

Totuși ecuația diferențială face față sub aspect energetic, repartizării energiei din circuitul de utilizare, tocmai pentru faptul că nu apar în ea parametrii repartizați uniform de-a lungul circuitului, ci ei sînt introduși ca parametrii concentrați.

Datorită acestui fapt, rezultă că ecuația diferențială pentru energii (12) este valabilă, deorece ecuația diferențială (12) nu poate să țină seama dacă $U_b i\,dt$ exprimă o energie electromagnetică sau o energie electrocinetică.

E interesant de văzut, dacă și celelalte două metode cunoscute în literatură pentru determinarea curentului electric pot fi privite sub aspect energetic, ca ecuația diferențială a curentului electric.

Relevăm mai întîi metoda de determinare a curentului electric cu ajutorul „*ecuației integrale a lui Duhamel-Carson*".

În acest scop, se introduce un curent electric specific $A(t)$ care corespunde tensiunii de borne U_b constantă în timp, însă egală cu unitatea pe care o considerăm la bornele circuitului electric cercetat. Cu un astfel de curent electric specific, ca funcție de timp și cu tensiunea de borne dată, ca funcție de timp, se formează o *ecuație integrală* din care rezultă curentul electric căutat ca funcție de timp.

Să arătăm mai întîi cum se formează ecuația integrală a lui Duhamel-Carson.

În fig. 6 se reprezintă tensiunea de borne u_b ca funcție de timp.

Se împarte intervalul de timp t de la momentul conectării considerat ca zero în părți egale $\Delta\tau$.

Fie $A(t)$ curentul electric specific pentru tensiunea de borne U_b egală cu unitatea la timpul t.

Ca urmare la timpul $t=0$ dîndu-se tensiunea de borne U_b (0) înseamnă, că această tensiune considerată ca constantă în timp, va produce la timpul t un curent electric exprimat prin U_b (0) $A(t)$.

Admitem acuma că la timpul τ_1 apare un surplus de tensiune de borne, exprimată în diagrama din fig. 6 prin: $U_b'(\tau)\Delta\tau$.

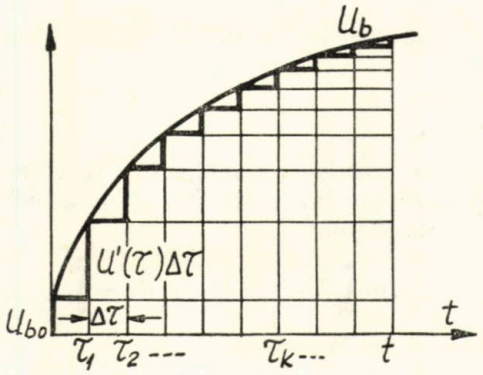


Fig. 6. Tensiunea de borne ca funcție de timp

In felul acesta de la τ_1 în sus, va apare un surplus de curent electric exprimat prin: $U_b'(\tau_1)\Delta\tau A(t-\tau_1)$ deoarece funcția curentului specific, e luată pentru intervalul de timp $(t-\tau_1)$.

Ca urmare introducîndu-se mereu cîte un surplus de tensiune de borne la timpurile: τ_2, $\tau_3 \ldots \tau_k$ se vor obține cîte un surplus de curent electric în forma:

$$U_b'(\tau_k)\,\Delta\tau A(t-\tau_k)$$

astfel că la timpul t curentul electric $i(t)$ devine:

$$i(t)=U_b(0)\,A(t)+U_b'(\tau_1)\,\Delta\tau\,A(t-\tau_1)+\ldots+U_b'(\tau_k)\,\Delta\tau\,A(t-\tau_k) \qquad (39)$$

Se trece apoi la $\Delta\tau \to dt$ astfel că suma din (39) se transformă într-o integrală.

Curentul electric $i(t)$ ia forma:

$$i(t)=U_b(0)\,A(t)+\int_0^t U_b'(\tau)\,A(t-\tau)\,d\tau \qquad (40)$$

cunoscută în literatură sub denumirea de *„ecuația integrală a lui Duhamel-Carson"* [1]

Ca exemplu, se ia tensiunea de borne U_b ca o funcție sinusoidală de timp în forma:

$$U_b(t)=U_m \sin \omega t. \qquad (41)$$

Se consideră că circuitul dat, este format dintr-o conectare în serie a unei rezistențe electrice r și o inductivitate L ca parametrii concentrați, deci se cunoaște curentul electric $i(t)$ ca funcție de timp pentru U_b constant în timp:

$$i=\frac{U_b}{r}\left(1-e^{-\frac{r}{L}t}\right). \qquad (42)$$

Ca urmare, curentul electric specific $A(t)$ devine:

$$A(t)=\frac{i}{U_b}=\frac{1}{r}\left(1-e^{-\frac{r}{L}t}\right). \qquad (43)$$

Se consideră cazul, cînd se conectează circuitul electric în momentul în care tensiunea de borne sinusoidală este nulă.

Se obține:

$$i=\int_0^t U_b'(\tau)\,A(t-\tau)\,d\tau=\int_0^t U_m\omega\cos\omega\tau\,\frac{1}{r}\left(1-e^{-\frac{r}{L}(t-\tau)}\right)d\tau \qquad (44)$$

ceea ce ne dă:

$$i(t)=i_m \sin(\omega t-\varphi)+i_m \sin\varphi\, e^{-\frac{r}{L}t} \qquad (45)$$

o expresie cunoscută, cu :

$$i_m = \frac{U_m}{Z} \lg \varphi = \frac{\omega L}{r} \quad Z^2 = r^2 + (\omega L)^2$$

Pe cînd la obținerea curentului electric $i(t)$ în (28) s-a considerat determinarea curentului electric staționar $i_m \sin(\omega t - \varphi)$ independent de curentul electric tranzitoriu de forma: $Ie^{-\frac{r}{L}t}$ obținut din ecuația diferențială, cu membrul al doilea diferit de zero ; se constată de data aceasta, cînd se ia în considerare curentul electric specific $A(t)$ se obține direct curentul electric total $i(t)$ în care apare și curentul electric staționar ca funcție sinusoidală de timp, care depinde nu numai de tensiunea de borne ca funcție sinusoidală de timp, ci și de forma exponențială a curentului specific.

Pe de altă parte, dacă înmulțim pe $i(t)$ din (45) cu $U_b\,dt$ se constată, că de data aceasta, nu mai există posibilitatea ca la folosirea ecuației diferențiale cu membrul al doilea diferit de zero, de a se obține numai curentul electric staționar ca funcție de timp ceea ce înseamnă că $U_b\,i\,dt$ obținut din (45) nu poate exprima decît numai o energie electromagnetică, dat fiind că teoretic curentul electric exponențial nu poate deveni nul, decît pentru $t = \infty$ adică niciodată.

Aceasta înseamnă că „*ecuația integrală a lui Duhamel-Carson*" nu se adaptează la o interpretare fenomenologică sub aspect energetic, ca ecuația diferențială a curentului electric care ne dă direct curentul staționar independent de curentul electric tranzitoriu.

Ca urmare, ecuația integrală a lui Duhamel-Carson o putem folosi ca o bună unealtă matematică pentru a ajunge la un curent electric total fără însă să ne putem aștepta de la ea la o apropiere mai accentuată în evoluția fenomenului cercetat.

Să trecem acum la folosirea calculului operațional care ne dă prin calcul curentul electric total.

De data aceasta se folosește imaginea curentului electric ca o funcție de p, care se obține de obicei printr-o operație de integrare a funcției originale (curentul electric ca funcție de timp) obținîndu-se prin calcul, funcția imagine în forma :

$$\frac{U_m}{F(p)} = p \int_0^\infty e^{-pt}\, i(t)\, dt. \qquad (46)$$

Se constată din (46) că funcția imagine posedă aceeași dimensiune ca funcția originală $i(t)$ deoarece p și dt au dimensiunile : 1/sec și sec.

Integrala (46) poartă denumirea de *integrala lui Laplace* (1).

Se trece apoi la o operație de integrale a funcției imagine pentru a se obține prin calcul funcția originală în forma :

$$i(t) = \frac{1}{2\pi j} \int_{-j\infty}^{+j\infty} e^{pt} \frac{U_m}{pF(p)}\, dp \qquad (47)$$

cunoscută în literatură sub denumirea de *integrala Fourier-Mellin.*

Se constată uşor din integrală, că raportul $\frac{dp}{p}$ este fără dimensiune astfel că funcţia originală $i(t)$ posedă aceeaşi dimensiune ca $\frac{U_m}{F(p)}$.

Dacă în (47) se înmulţeşte $i(t)$ cu $U_b\,dt$ se obţine energie electromagnetică fără să mai existe vre-o posibilitate de-a vedea dacă s-ar putea obţine un curent staţionar independent de curentul electric tranzitoriu, ca în cazul ecuaţiei diferenţiale obişnuite.

Din cele de mai sus tragem aşadar concluzia că numai ecuaţia diferenţială obişnuită ne dă posibilitatea de-a obţine curentul electric staţionar, independent de curentul electric tranzitoriu.

Ca încheiere, prezentăm următoarea reflecţie dedusă din cele dezvoltate în această lucrare.

Datorită faptului că s-a crezut, că există o perfectă concordanţă dintre ecuaţia diferenţială a curentului electric şi experiment, am fost ademeniţi nu numai să considerăm că întotdeauna manifestarea fenomenului coincide, cu aceea indicată de ecuaţia diferenţială, ci şi rostul circuitului electric a fost deplasat pe un făgaş greşit.

Se foloseşte firul metalic la confecţionarea circuitului electric, nu pentru că e bun conducător de electricitate, ci pentru că *firul metalic conţine un gaz electronic.*

Aşadar, nu se poate vorbi de-o conductibilitate electrică a metalului, ci de o conductibilitate a gazului electronic din metal, deoarece o astfel de conductibilitate λ posedă factorul de mobilitate K_- care depinde de metalul folosit, din expresia :

$$\lambda = nqK_- . \tag{48}$$

Prezenţa gazului electronic în metal, ne arată, că în momentul apariţiei fenomenului electromagnetic tranzitoriu care pătrunde în metal, odată cu cîmpul electromagnetic tranzitoriu, apar forţe dirijate care acţionează asupra electronilor, din gazul electronic de forma $q\mathfrak{E}$ cu intensitatea de cîmp electric solenoidal.

Prin mişcarea dirijată a electronilor, în gazul electronic, pe lîngă mişcare obişnuită haotică a electronilor, se formează o densitate de curent electric j care în baza legii circuitului magnetic, duce la apariţia unei intensităţi de cîmp magnetic $\mathfrak{H}$ ca un cîmp oscilant în timp.

Pe de altă parte, prin formarea funcţiei potenţiale electrocinetice V, apare o intensitate de cîmp electric rezultantă ca funcţie de timp, care împreună cu intensitatea de cîmp magnetic ca funcţie de timp, duc la formarea unui cîmp electromagnetic oscilant.

În felul acesta, curentul electric datorită existenţei gazului electronic, în firul metalic, crează posibilitatea ca energia electromagnetică să se poată propaga prin cîmpul electromagnetic oscilant, de-a lungul circuitului electric.

Condiţia de existenţă a cîmpului electromagnetic e exprimată prin :

$$(\nabla a_B) = -\frac{\varepsilon_0\mu_0}{C}\frac{\partial V}{\partial t}. \tag{49}$$

Putem așadar să afirmăm, că nu se studiază un circuit electric de dragul curentului electric, ci numai cu scopul de-a se realiza o propagare a energiei electromagnetice în direcția circuitului.

Cînd se stabilește, în stare staționară, un curent electric constant în timp, atunci căldura produsă în firul metalic se datorește numai existenței unei energii chimice, care se transpune într-o energie electrocinetică prin intermediul unui lucru mecanic și apoi printr-un alt lucru mecanic se obține transpunerea energiei cinetice a electronului într-o energie cinetică a moleculelor (sau a ionului pozitiv de metal) ceea ce e denumită energie termică. La fel se poate întîmpla și la cercetarea tracțiunii. Se știe că descoperirea roții a format una din invențiile cele mai mari ale omenirii în negura timpurilor.

Aceasta nu înseamnă că azi se studiază tracțiunea de dragul roții, ci se cercetează mijloacele de locomoție prin cercetarea sursei energetice, vehicolul și terasamentul căii de circulație, pentru efectuarea unui transport de greutăți, rapid și sigur.

BIBLIOGRAFIE

1. P l. A n d r o n e s c u, *Aplicarea calculului operațional în studiul circuitelor electrice.* Editura Tehnică București 1957.

ПОВЕДЕНИЕ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОГО УРАВНЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА С ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ТОЧКИ ЗРЕНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

Указано что дифференциальное уравнение электрического тока для электрической цепи с концентрированными параметрами : r и c, использованной при зарядке электрического конденсатора, включенного в батарею аккумуляторов, не может выразить с точки зрения явления, появление электрической энергии запасенной в конденсаторе, так как не существует возможности распространения электромагнитной энергии через колебательное электромагнитное поле из внешнего пространства по электрической цепи, так как в цепи не существует индуктивности.

Дифференциальное уравнение электрического тока, в энергетическом смысле не выявляет различия между $U_b i\,dt$ как электрокинетической энергии для i постоянного во времени, и $U_b i\,dt$, как электромагнитной энергией, действительное когда электрический ток i и электрокинетический потенциал v, являются функциями времени.

DIE DIFFERENTIALGLEICHUNG DES ELEKTRISCHEN STROMES UNTER ENERGETISCHEN GESICHTSPUNKT

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird bewiesen dass die Oifferentialgleichung des elektrischen Stromes in einem Stromkreis mit konzentrierten Parametern r und C, bei der Aufladung eines Kondensators bei konstant bleibender Spannung U_b, die Aufspeicherung einer elektrischen Energie in demselben nicht Erscheinungs gemäss wiedergeben kann ; die elektromagnetische Energie die sich durch das elektromagnetische Schwingungsfeld entlang des Leiters fortpflanzt kann in diesem Fall nicht bestehen da im Stromkreis die Induktivität L fehlt.

Die Differentialgleichung des elektrischen Stromes unter energetischem Gesichtspunkt kann keinen Unterschied zwischen der Energie $U_b i\,dt$ als konstante elektrokinetische Energie und $U_b i\,dt$ als zeitlich veränderliche Energie machen, wenn der Strom i und die Potentialfunktion V als Zeitfunktionen auftreten.

ECUAȚIILE DE CAPACITATE ALE LUI MAXWELL PRIVITE FENOMENOLOGIC

DE

PL. ANDRONESCU

1. INTRODUCERE

Cînd se trece de la o stare staționară, la o altă stare staționară, a unui fenomen electrostatic, în care spre exemplu există numai corpuri metalice, într-un mediu dielectric omogen și izotrop, cu constanta dielectrică ε, se manifestă un *fenomen electromagnetic tranzitoriu* (se introduce manifestarea fenomenului electromagnetic tranzitoriu, în locul concepției simpliste și neclare, care însă se folosește azi : de electrizări prin influență).

Cît timp se manifestă fenomenul electromagnetic tranzitoriu, asupra electronilor din gazul electronic, conținut în corpurile metalice, acționează forțe de forma $q\mathcal{E}_A$, în care q exprimă sarcina electrică negativă a electronului, iar $\mathcal{E}_A$ intensitatea cîmpului electric solenoidal, conținut în cîmpul electromagnetic tranzitoriu.

In felul acesta electronii din gazul electronic, pe lîngă mișcarea lor haotică, din agitația termică, vor efectua și o mișcare dirijată, sub acțiunea acelor forțe, încît se va realiza, prin intermediul lucrului mecanic, o transpunere a unei părți din energia electromagnetică tranzitorie, într-o energie termică.

Cealaltă parte a energiei electromagnetice tranzitorie, corespunde fie unei creșteri sau unei descreșteri a energiei electrostatice înmagazinată în corpurile metalice electrizate, considerată ca o energie de poziție.

Se știe că atît energia electrostatică, cît și energia magnetostatică, nu se pot propaga din aproape în aproape la distanță.

In schimb energia electromagnetică se propagă din aproape în aproape la distanță, prin cîmpul electromagnetic oscilant din spațiu (oscilant în raport cu timpul).

Dat fiind că în fenomenul electrostatic, în stare staționară, nu există posibilitatea de a se realiza o variație în timp a energiei electrostatice, ne dăm seama, că natura, prin manifestarea fenomenului electromagnetic tranzitoriu, creiază posibilitatea, ca prin mișcarea electronilor de pe o parte, pe o altă parte a suprafeței corpului metalic, să se formeze sarcinile electrice legate egale în valoarea lor numerică, însă cu semne opuse, repartizate pe întreaga suprafață a corpului metalic, încît împreună cu sarcinile

electrice libere de pe suprafață, dacă există, să ducă la creiarea, în întregul spațiu ocupat de corpul metalic, la un potențial electrostatic V_{est} constant.

In felul acesta, se creiază în fiecare corp metalic electrizat, cîte un *echilibru electrostatic*, evidențiat printr-o intensitate de cîmp electric potențial $\mathcal{E}_v$ egal cu zero, în orice punct din gazul electronic.

Se obține așadar :

$$\mathcal{E}_v = \mathcal{E}_{est} = -\nabla V_{est} = 0. \tag{1.1}$$

Iată cum natura s-a asigurat, ca prin manifestarea fenomenului electromagnetic tranzitoriu, să ia ființă în gazul electronic un echilibru electrostatic ($\mathcal{E}_v = 0$) deoarece în felul acesta nu mai există posibilitatea, de a se realiza prin intermediul unui lucru mecanic, o transpunere a unei energii electrostatice, într-o energie termică. Din momentul ce nu se mai poate forma un lucru mecanic, datorită forțelor cari vor acționa asupra electronilor, înseamnă că nu mai există posibilitatea și a unei transpuneri de energie dintr-o formă într-o altă formă.

2. CONTRIBUȚIA SARCINEI ELECTRICE LEGATE LA STABILIREA POTENȚIALULUI ELECTROSTATIC

In fig. 1 se reprezintă o placă metalică încărcată cu o sarcină electrică liberă Q_1, de la o baterie de acumulatori.

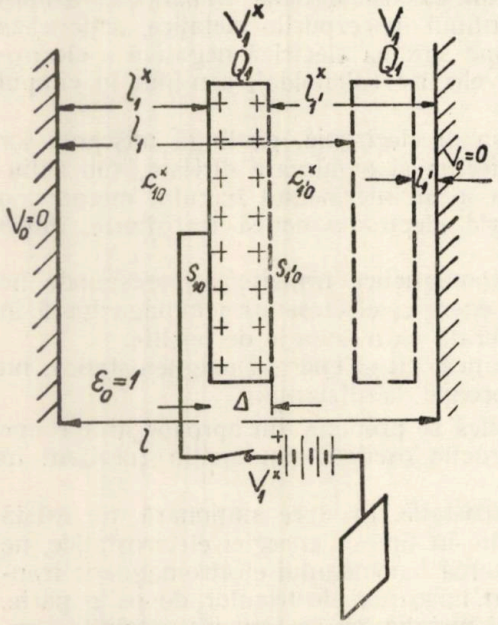


Fig. 1. Contribuția sarcinilor electrice legate la stabilirea potențialului electric V.

Prin : c_{10}^*, $c_{1'0}^*$ se reprezintă capacitățile tuburilor de cîmp electrostatic în formele :

$$c_{10}^* = \frac{\varepsilon_0 S}{4\pi l_1^*} \qquad c_{1'0}^* = \frac{\varepsilon_0 S}{4\pi l_{1'}^*}. \tag{1.2}$$

Pentru cele două tuburi de cîmp electrostatic din fig. 1 conectate în paralel, se obțin relațiile :

$$\overline{Q}_{10} = c_{10}^*(V_1^* - 0) = c_{10}^* \frac{Q_1}{c_e^*}$$

$$\overline{Q}_{1'0} = c_{1'0}^*(V_1^* - 0) = c_{1'0}^* \frac{Q_1}{c_e^*} \tag{2.2}$$

în care : $\overline{Q}_{10}$, $\overline{Q}_{1'0}$ reprezintă sarcinile electrice libere de pe suprafețele : S_{10} și $S_{1'0}$ egale cu S.

Pentru sarcina electrică liberă totală Q_1, se obține:

$$Q_1=\overline{Q}_{10}+\overline{Q}_{1'0}=(c^*_{10}+c^*_{1'0})(V^*_1-0)=c^*_e(V^*_1-0) \tag{3.2}$$

în care capacitatea echivalentă c^*_e se obține din:

$$c^*_e=c^*_{10}+c^*_{1'0}=\frac{\varepsilon_0 S}{4\pi}\left(\frac{1}{l^*_1}+\frac{1}{l^*_{1'}}\right)=\frac{\varepsilon_0 S}{4\pi}\frac{1}{l^*_e} \tag{4.2}$$

în care:

$$l^*_e=\frac{l^*_1 l^*_{1'}}{l^*_1+l^*_{1'}}=\frac{l^*_{1'}}{1+\frac{l^*_{1'}}{l^*_1}} \quad \text{cu} \quad l^*_{1'}<l^*_1. \tag{5.2}$$

In (5.2) se constată, că l^*_e e mai mică ca cea mai mică din cele două segmente: l^*_1, $l^*_{1'}$.

După deconeectarea plăcii metalice, de la bateria de acumulatori, ea e adusă, bineînțeles, izolată față de pămînt, în poziția punctată din fig. 1.

Se obține:

$$l_1>l^*_1 \qquad l_{1'}<l^*_{1'}.$$

Pentru noua capacitate echivalentă c_e se obține expresia:

$$c_e=c_{10}+c_{1'0}=\frac{\varepsilon_0 S}{4\pi}\left(\frac{1}{l_1}+\frac{1}{l_{1'}}\right)=\frac{\varepsilon_0 S}{4\pi}\frac{1}{l_e} \tag{6.2}$$

în care:

$$l_e=\frac{l_1 l_{1'}}{l_1+l_{1'}}=\frac{l_{1'}}{1+\frac{l_{1'}}{l_1}} \tag{7.2}$$

cu

$$l_e<l^*_e \qquad c_e>c^*_e \tag{8.2}$$

Echilibrul electrostatic, în poziția punctată a plăcii, e stabilit prin manifestarea unui fenomen electromagnetic tranzitoriu. Prin mișcarea electronilor sub acțiunea unor forțe de forma $q\mathcal{E}_A$, apar pe suprafețele S_{10}, $S_{1'0}$ sarcini electrice legate, Q'_{10}, $Q'_{1'0}$.

Sarcinile electrice legate, impreună cu sarcinile electrice libere: $\overline{Q}_{10}$, $\overline{Q}_{1'0}$, ne dau sarcini electrice rezultante: Q_{10}, $Q_{1'0}$ în formele:

$$\begin{aligned} Q_{10}&=\overline{Q}_{10}+Q'_{10}=c_{10}V_1=c^*_{10}V^*_1+Q'_{10} \\ Q_{1'0}&=\overline{Q}_{1'0}+Q'_{1'0}=c_{1'0}V_1=c^*_{1'0}V^*_1+Q'_{1'0} \end{aligned} \tag{9.2}$$

în care:

$$Q'_{10_-}+Q'_{1'0_+}=0 \tag{10.2}$$

Pentru sarcina electrică liberă totală Q_1 se obține:

$$Q_1=c^*_eV^*_1=c_eV_1. \tag{11.2}$$

Din (9.2) se deduc sarcinile electrice legate în formele :

$$Q'_{10\_} = c_{10}V_1 - c^*_{10}V^*_1 = c_{10}\frac{Q_1}{c_e} - c^*_{10}\frac{Q_1}{c^*_e} = \left(c_{10}\frac{c^*_e}{c_e} - c^*_{10}\right)V^*_1$$

$$Q'_{1'0+} = c_{1'0}V_1 - c^*_{1'0}V^*_1 = c_{1'0}\frac{Q_1}{c_e} - c^*_{1'0}\frac{Q_1}{c^*_e} = \left(c_{1'0}\frac{c^*_e}{c_e} - c^*_{1'0}\right)V^*_1. \tag{12.2}$$

Se verifică relația 10.2

$$Q'_{10\_} + Q'_{1'0+} = \left[(c_{10}+c_{1'0})\frac{c^*_e}{c_e} - (c^*_{10}+c^*_{1'0})\right]V^*_1 = 0$$

în care :

$$c_{10}+c_{1'0}=c_e \qquad c^*_{10}+c^*_{1'0}=c^*_e.$$

Cînd $l_{1'0}$ tinde către zero, l_e care e mai mic ca $l_{1'0}$ va tinde de asemeni către zero.

Ca urmare din :

$$\frac{c_{10}}{c_e} = \frac{l_e}{l_{10}} \qquad \frac{c_{1'0}}{c_e} = \frac{l_e}{l_{1'0}} \tag{13.2}$$

se constată că raportul : $\frac{c_{10}}{c_e}$ va tinde la limită către zero în cazul cînd l_1 tinde către zero, deoarece l_{10} tinde către o valoare finită, diferită de zero.

In schimb raportul $\frac{c_{1'0}}{c_e}$ tinde către unitate.

Ca urmare, la limită, sarcinile electrice legate : Q'_{10}, $Q'_{1'0}$ obțin valorile :

$$Q'_{10} = -c^*_{10}V^*_1 = -\overline{Q}_{10}$$

$$Q'_{1'0} = (c^*_e - c^*_{1'0})V^*_1 = Q_1 - \overline{Q}_{1'0} = Q_{10} \tag{14.2}$$

astfel că : Q_{10} și $Q_{1'0}$ la limită devin :

$$Q_{10} = Q_{10} - Q_{10} = 0$$

$$Q_{1'0} = \overline{Q}_{1'0} + \overline{Q}_{10} = Q_1. \tag{15.2}$$

Relația (11.2), privită în concepția „electrizărilor prin influență", adică privită într-o formă abstractă, ne arată că variația potențialului electrostatic, ar depinde direct de variația capacității echivalente.

Fenomenologic însă, se constată, că numai prin manifestarea fenomenului electromagnetic tranzitoriu, a fost posibil să apară sarcinile electrice legate, care împreună cu cele libere, duc la stabilirea potențialului electrostatic.

Concomitent cu apariția sarcinilor electrice legate, se formează și tuburile de cîmp electrostatic, în poziția punctată a plăcii, deoarece știm, că

tuburile de cîmp încep și se termină pe sarcini electrice egale în valorile lor numerice, însă cu semne opuse, formate în general din sarcini electrice libere și legate.

Prin urmărirea conectării tuburilor de cîmp, se reușește să se adune sarcinile electrice de pe întreaga suprafață a corpului metalic, formate în general din sarcini electrice libere și legate.

Cum suma sarcinilor electrice legate, de pe întreaga suprafață este întotdeauna egală cu zero, rezultă că suma tuturor sarcinilor electrice va exprima numai sarcina electrică liberă totală, de pe suprafața corpului metalic, în legătură cu potențialul electrostatic, prin mijlocirea unei capacități echivalente cunoscută.

In felul acesta, s-a reușit să se înlăture determinarea sarcinilor electrice legate, cari fenomenologic contribuie la determinarea potențialului.

3. ECUAȚIILE DE CAPACITATE ALE LUI MAXWELL PRIVITE FENOMENOLOGIC

In fig. 2 se reprezintă n sfere metalice punctiforme, una față de cealaltă, într-un mediu dielectric omogen și izotrop cu constanta dielectrică ε.

In centrul fiecărei sfere metalice, se obține o legătură lineară între potențialul electrostatic al sferei metalice și toate sarcinile electrice libere din cîmpul electrostatic din fig. 2.

Spre exemplu, pentru prima sferă metalică din fig. 2, se obține în centrul sferei 1 relația :

$$V_1 = \frac{Q_1}{\varepsilon \rho_1} + \frac{Q_2}{\varepsilon r_{12}} + \frac{Q_3}{\varepsilon r_{1'0}} + \ldots + \frac{Q_n}{\varepsilon r_{1n}} \qquad (1.3)$$

în care ρ_1, reprezintă raza primei sfere metalice.

Relația (1.3) reprezintă legătura liniară dintre potențialul V_1, al sferei metalice și toate sarcinile electrice libere din cîmpul electrostatic.

In expresia potențialului nu apar sarcinile electrice legate, deoarece se ține seama de formele de determinare a potențialului electric V în forma :

$$V = \int dS \frac{\Omega + \omega'}{\varepsilon_0 r} \qquad (2.3)$$

în care : $\Omega = \omega + \omega'_m$

$$\frac{\Omega + \omega'}{\varepsilon_0} = \frac{\Omega}{\zeta \varepsilon_0} = \frac{\Omega}{\varepsilon} \quad \text{cu} \quad \zeta > 1 \qquad (3.3)$$

ω'_m, ω' reprezintă densitățile sarcinilor electrice legate, de pe suprafața metalului și a dielectricului.

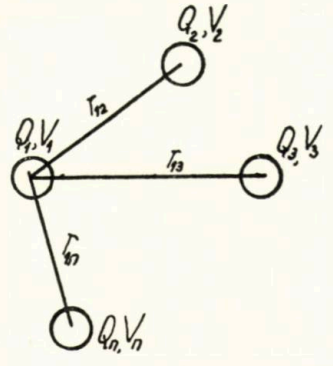


Fig. 2. Sfere metalice punctiforme electrizate.

Dat fiind că o sarcină electrică legată, de pe suprafața metalului, poate fi transformată într-o sarcină electrică liberă; pe de altă parte; pentru întreaga suprafață a metalului apare întotdeauna:

$$\int dS\omega'_m = 0 \tag{4.3}$$

se poate considera așadar Ω ca o densitate superficială a sarcinei electrice libere la metal, care își schimbă valoarea, după cum variază ω'_m față de ω care realmente reprezintă densitatea superficială a sarcinei electrice libere la metal.

Dat fiind că la metale, potențialul electric V este constant, în tot spațiul ocupat de corpul metalic se determină potențialul în fig. 2 în centrul sferei, în care distanța r din formula (2.3) devine:

$$r = \rho_1 = \text{constant}$$

In felul acesta integrala de suprafață pentru întreaga suprafață a sferei metalice 1, ne va da în centrul sferei numai sarcina electrică liberă Q_1, care apare în (1.3).

Pe de altă parte, celelalte sfere metalice față de prima, fiind considerate ca punctiforme, înseamnă că la efectuarea integralei de suprafață din (2.3), se va lua:

$$r = r_{12} = \text{constant}$$

In felul acesta, se obține prin integrală numai sarcina electrică liberă Q_2 s.a.m.d.

Din cele de mai sus, se trage concluzia, că ecuațiile de capacitate ale lui Maxwell forma I-a, în care apare legătura lineară dintre potențialul unui corp metalic 1 și toate sarcinile electrice libere din cîmpul electrostatic dat, poate să fie de forma:

$$V_1 = K_{11}Q_1 + K_{12}Q_2 + \ldots + K_{1n}Q_n \tag{5.3}$$

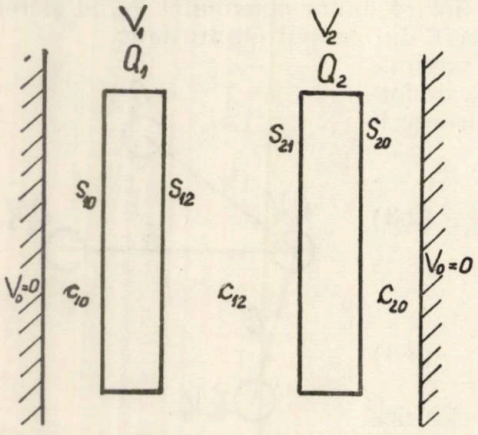


Fig. 3. Capacitățile: C_{10}, C_{12}, C_{20} ale tuburilor de cîmp electrostatic la un condensator electric.

In cele ce urmează, se dă ca exemplu un condensator electric, format din două plăci metalice, considerîndu-se pămîntul reprezentat prin două plăci metalice paralele cu plăcile date.

In felul acesta capacitățile tuburilor de cîmp electrostatic se pot ușor determina.

In fig. 3 se reprezintă un condensator electric.

Ecuațiile de capacitate ale lui Maxwell se reprezintă în următoarele trei forme:

$$V_1 = K_{11}Q_1 + K_{12}Q_2$$
$$V_2 = K_{21}Q_1 + K_{22}Q_2 \qquad (6.3)$$

$$Q_1 = C_{11}V_1 + C_{12}V_2$$
$$Q_2 = C_{21}V_1 + C_{22}V_2 \qquad (7.3)$$

$$Q_1 = c_{10}(V_1 - 0) + c_{12}(V_1 - V_2)$$
$$Q_2 = c_{20}(V_2 - 0) + c_{21}(V_2 - V_1) \qquad (8.3)$$

In (6.3) apare Q_1, Q_2 ca mărimi necunoscute; iar în (7.3) apar potențialele: V_1, V_2 ca mărimi necunoscute. Ecuațiile liniare (8.3) sînt singurele cari corespund direct fenomenologic, tuburilor de cîmp electrostatic.

Din (8.3) se deduc:

$$Q_1 = (c_{10} + c_{12})V_1 - c_{12}V_2 = C_{11}V_1 + C_{12}V_2$$
$$Q_2 = -c_{21}V_1 + (c_{20} + c_{21})V_2 = C_{21}V_1 + C_{22}V_2 \qquad (9.3)$$

în care capacitățile C_{11} C_{22} $C_{12} = C_{21}$ din (7.3) obțin formele:

$$C_{11} = c_{10} + c_{12}$$
$$C_{12} = -c_{12}\,;\quad C_{21} = -c_{21} \qquad (10.3)$$
$$C_{22} = c_{20} + c_{21}$$

Din (10.3) se constată că în (7.3) capacitățile C_{12}, C_{21} reprezintă mărimi negative.

Din cele de mai sus se desprinde, că legăturile liniare dintre potențialele electrice și sarcinile electrice libere ale corpurilor metalice se obțin în mod ușor cu ajutorul capacităților tuburilor de cîmp electric spre deosebire de legătura lineară de 1.3 dată de integrala pentru determinarea potențialului din (2.3).

Relațiile (7.3) sînt considerate ca soluțiile ecuațiilor (6.3) iar relațiile (6.3) devin soluțiile ecuațiilor (7.3).

Ca urmare, este recomandabil să se stabilească coeficienții: K_{11}, K_{22}, $K_{12} = K_{21}$ din (6.3) în funcție de capacitățile tuburilor de cîmp c_{10}, c_{20} și $c_{12} = c_{21}$ din (8.3).

Prin rezolvarea sistemului de ecuații (6.3) se obține:

$$Q_1 = \frac{K_{22}}{K_{11}K_{22} - K_{12}^2} V_1 - \frac{K_{12}}{K_{11}K_{22} - K_{12}^2} V_2$$
$$Q_2 = -\frac{K_{21}}{K_{11}K_{22} - K_{12}^2} V_1 + \frac{K_{11}}{K_{11}K_{22} - K_{12}^2} V_2. \qquad (11.3)$$

Din comparația relațiilor (11.3) cu cele din (8.3) se deduc:

$$\frac{K_{22}}{K_{11}K_{22}-K_{12}^2}=c_{10}+c_{12} \qquad \frac{K_{12}}{K_{11}K_{22}-K_{12}^2}=c_{12}$$

$$\frac{K_{21}}{K_{11}K_{22}-K_{12}^2}=c_{21} \qquad \frac{K_{11}}{K_{11}K_{22}-K_{12}^2}=c_{20}+c_{21}. \tag{12.3}$$

Din (12.3) se formează:

$$\frac{K_{22}}{K_{21}}=\frac{c_{10}+c_{12}}{c_{21}} \qquad \frac{K_{11}}{K_{12}}=\frac{c_{20}+c_{21}}{c_{12}}. \tag{13.3}$$

Din (13.3) se deduc:

$$\frac{K_{11}K_{22}}{K_{12}^2}-1=\frac{(c_{10}+c_{12})(c_{20}+c_{21})}{c_{12}^2}-1$$

sau:

$$\frac{K_{11}K_{22}-K_{12}^2}{K_{12}^2}=\frac{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})}{c_{12}^2}. \tag{14.3}$$

Ținîndu-se seama de xpresia pentru c_{12} din (12.3) se formează:

$$\frac{K_{12}^2}{K_{11}K_{22}-K_{12}^2}=c_{12}K_{12}=\frac{c_{12}}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})}$$

de unde se deduce K_{12} în forma:

$$K_{12}=\frac{c_{12}}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})}=K_{21}. \tag{15.3}$$

Tot din expresia lui c_{12} din (12.3) se mai obține:

$$K_{11}K_{22}-K_{12}^2=\frac{1}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})}. \tag{16.3}$$

De asemenea din expresia mărimii $c_{10}+c_{12}$ din (12.3) se formează

$$K_{22}=\frac{c_{10}+c_{12}}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})} \text{ respectiv: } K_{11}=\frac{c_{20}+c_{21}}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})}. \tag{17.3}$$

4. PRIMA METODĂ DE ÎNCĂRCARE A PLĂCILOR METALICE, CU SARCINI ELECTRICE LIBERE

La aplicarea primei metode de încărcare a plăcilor, cu sarcini electrice libere, se consideră potențialele electrice din fig. 4 V_1, V_2 ca mărimi date.

Experimental se formează următoarele două cazuri: (α) (β) pentru încărcarea plăcilor metalice din fig. 4 cu sarcini electrice libere.

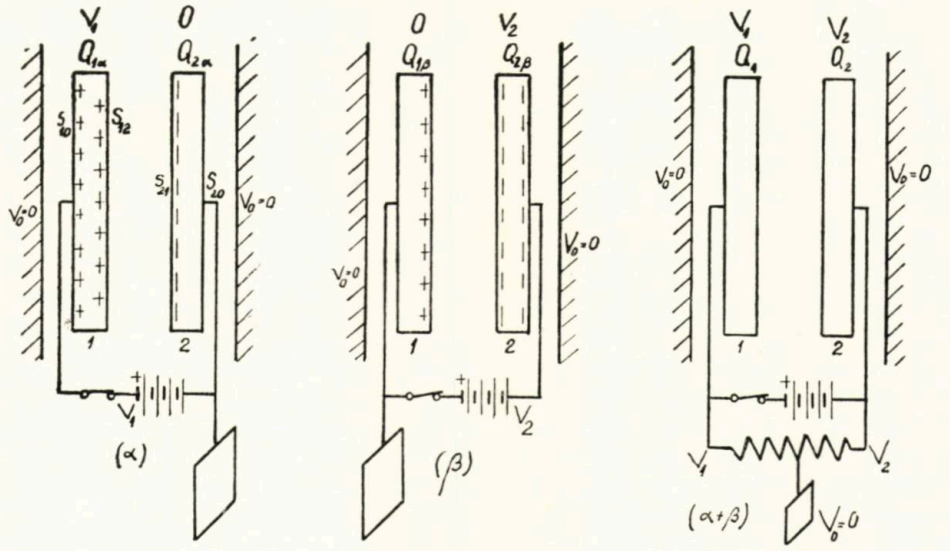


Fig. 4. Prima metodă de încărcare a plăcilor metalice cu sarcini electrice libere la potențialele date: V_1, V_2.

Se realizează următoarele două grupe de ecuații, pentru cazurile: (α), (β)

$$\begin{aligned} V_1 &= K_{11}Q_{1\alpha} + K_{12}Q_{2\alpha} \qquad 0 = K_{11}Q_{1\beta} + K_{12}Q_{2\beta} \\ 0 &= K_{21}Q_{1\alpha} + K_{22}Q_{2\alpha} \qquad V_2 = K_{21}Q_{1\beta} + K_{22}Q_{2\beta}. \end{aligned} \tag{1.4}$$

Prin suprapunerea celor două cazuri de încărcare a plăcilor cu sarcini electrice libere din (1.4) se obțin:

$$\begin{aligned} V_1 &= K_{11}Q_1 + K_{12}Q_2 \\ V_2 &= K_{21}Q_1 + K_{22}Q_2 \end{aligned} \tag{2.4}$$

în care soluțiile ecuațiilor în cazurile (α), (β) devin:

$$Q_1 = Q_{1\alpha} + Q_{1\beta} \qquad Q_2 = Q_{2\alpha} + Q_{2\beta}. \tag{3.4}$$

In fig. 4 (α) se formează fenomenologic, două tuburi de cîmp electrostatic conectate în paralel.

Toate sarcinile electrice de pe suprafețele plăcilor metalice, sînt sarcini electrice libere.

Se obțin în cazul (α):

$$\begin{aligned} \overline{Q}_{10\alpha} &= c_{10}(V_1 - 0) \qquad \overline{Q}_{20\alpha} = 0 \\ \overline{Q}_{12\alpha} &= c_{12}(V_1 - 0) \qquad \overline{Q}_{21\alpha} = c_{21}(0 - V_1) \\ Q_{1\alpha} &= \overline{Q}_{10\alpha} + \overline{Q}_{12\alpha} = (c_{10} + c_{12})(V_1 - 0) \\ Q_{2\alpha} &= \overline{Q}_{21\alpha} = c_{21}(0 - V_1) \end{aligned} \tag{4.4}$$

La încărcarea plăcilor metalice în cazul (β) se formează:

$$\overline{Q}_{20\beta}=c_{20}(V_2-0) \qquad \overline{Q}_{10\beta}=0$$

$$\overline{Q}_{21\beta}=c_{21}(V_2-0) \qquad \overline{Q}_{12\beta}=c_{12}(0-V_2)$$

$$Q_{2\beta}=\overline{Q}_{20\beta}+\overline{Q}_{21\beta}=(c_{20}+c_{21})(V_2-0) \tag{5.4}$$

$$Q_{1\beta}=\overline{Q}_{12\beta}=c_{12}(0-V_2).$$

Exemplul 1.

Ne folosim de prima metodă de încărcare 4 (α) cu, $Q_1=(c_{10}+c_{12})V_1$, $Q_2=-c_{12}V_1$, $\overline{Q}_{20}=0$. Se deconectează bateria de acumulatori din fig. 4 (α) și se pune placa metalică la pământ ca în fig. 5.

În urma manifestării fenomenului electromagnetic-tranzitoriu placa metalică 1, rămîne încărcată cu o sarcină electrică liberă Q_1^*, iar placa metalică 2, care își menține sarcina electrică liberă Q_2 constantă, datorită apariției sarcinilor electrice legate, se formează potențialul electrostatic V_2^* negativ.

Ne sprijinim pe relația:

$$Q_2=-c_{21}V_1=(c_{21}+c_{20})\,V_2^* \quad \text{cu} \quad V_2^*<0$$

sau:

$$c_{21}V_1=(c_{21}+c_{20})\,(-V_2^*)$$

în care:

$$(-V_2^*)<V_1$$

În manifestarea fenomenului electromagnetic tranzitoriu, se constată apariția, în primul moment, la locul de contact al firului metalic cu placa 1, cum electronii din firul metalic, se deplasează către potențialul mai ridicat V, al plăcii metalice 1, sub acțiunea unor forțe de forma $q\mathcal{E}_A$.

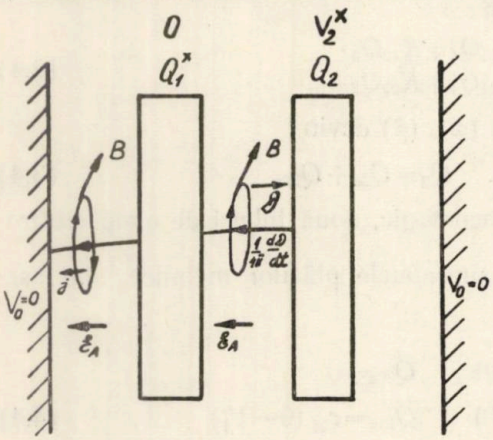


Fig. 5. Placa încărcată cu sarcină electrică liberă pozitivă la un condensator electric, pusă la pământ.

Dat fiind că, densitatea curentului electric j, care se formează acolo, descreşte în timp, înseamnă că și inducția magnetică B tangentă la linia închisă, care înlănțuie turbionul j, va descreşte în timp.

În felul acesta, apare un cîmp electric solenoidal de intensitate $\mathcal{E}_A$, în același sens, cu j care se propagă de-a lungul firului metalic, cu viteza luminii (3.10^{10} cm/sec.). Așadar, practic într-o clipă electronii din firul metalic, se vor dirija cu o viteză foarte mică de 0,5 mm/sec, de la pământ către placa metalică 1.

Dispare sarcina electrică liberă pozitivă $\overline{Q}_{10}$ și încă o parte din sarcina electrică liberă pozitivă $\overline{Q}_{12}$ rămînînd pe suprafața S_{12} numai sarcina electrică liberă pozitivă Q_1^*.

In prezența intensității de cîmp electric solenoidal $\mathcal{E}_A$, în placa metalică 2, va apare ca sarcină electrică legată pozitivă Q'_{21_+} pe suprafața S_{21} iar sarcina electrică legată negativă: Q'_{20_-} pe suprafața S_{20}, în care:

$$Q'_{21_+} + Q'_{20_-} = 0$$

Din:

$$Q_{21} = \overline{Q}_{21_-} + Q'_{21_+} = -c_{21} V_1 + Q'_{21_+} = c_{21} V_2^*$$

$$Q_{20} = Q'_{20_-} = c_{20} V_2^*$$

se deduc sarcinile electrice legate:

$$Q'_{21_+} = c_{21}(V_2^* + V_1) \quad Q'_{20_-} = c_{20} V_2^*.$$

Se verifică ușor relația:

$$Q'_{21_+} + Q'_{20_-} = 0$$

deoarece se obține:

$$Q'_{21_+} + Q'_{20_-} = (c_{21} + c_{20}) V_2^* + c_{21} V_1 = 0$$

în care:

$$(c_{21} + c_{20}) V_2^* = Q_2 \qquad c_{21} V_1 = -Q_2$$

Exemplul II.

În fig. 6 se încarcă placa metalică din fig. 5 care avea sarcină electrică liberă Q_1^* cu o nouă sarcină electrică liberă pozitivă cu valoarea totală Q_1^{**} cu potențialul V_1^{**}

Din:

$$Q_2 = -c_{21} V_1 = c_{21}(V_2^{**} - V_1^{**}) + c_{20} V_2^{**}$$

se obține:

$$c_{21}(V_1 - V_1^{**}) = (c_{21} + c_{20})(-V_2^{**})$$

în care:

$$(-V_2^{**}) < V_1 - V_1^{**}.$$

Se constată că în cazul cînd V_1^{**} devine egal cu V_1, ca în fig. 4 (α) apare din nou pe placa metalică 2 potențialul electric zero ca în fig. 4 (α).

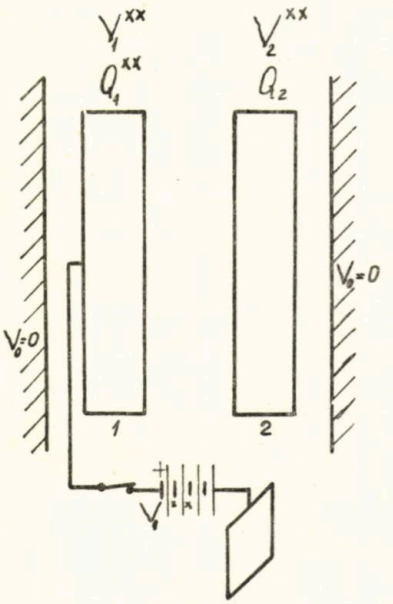


Fig. 6. Placa metalică 1 din fig. 5 capătă o nouă sarcină electrică liberă pozitivă la potențialul electric V_1^{**}.

Pentru determinarea sarcinei electrice Q_1^{**} se formează relația

$$Q_1^{**}=c_{10}V_1^{**}+c_{12}(V_1^{**}-V_2^{**})=(c_{10}+c_{12})\,V_1^{**}-c_{12}V_2^{**}$$

în care :

$$-V_2^{**}=(V_1-V_1^{**})\frac{c_{21}}{c_{21}+c_{20}}$$

astfel că :

$$Q_1^{**}=(c_{10}+c_{12})V_1^{**}+c_{12}\frac{c_{21}(V_1-V_1^{**})}{c_{21}+c_{20}}.$$

Din relația pentru Q_1^{**} se constată că pentru $V_1^{**}=V_1$ rezultă :

$$Q_1^{**}=(c_{10}+c_{12})V_1=Q_1$$

ca în fig. 4 (α)

Placa metalică 1 recapătă sarcina electrică liberă Q_1, iar placa metalică 2 cu sarcina electrică Q_2 revine la potențialul zero.

5. A DOUA METODĂ DE ÎNCĂRCARE A PLĂCILOR METALICE CU SARCINI ELECTRICE LIBERE ȘI LEGATE

La aplicarea metodei a doua de încărcare a plăcilor metalice, se formează cazurile : (a) și (b) din fig. 7.

De data aceasta sarcinile electrice libere Q_1, Q_2 apar ca mărimi date.

Se formează ecuațiile :

$$\begin{aligned} Q_1&=C_{11}V_{1a}+C_{12}V_{2a} \qquad 0=C_{11}V_{1b}+C_{12}V_{2b}\\ 0&=C_{21}V_{1a}+C_{22}V_{2a} \qquad Q_2=C_{21}V_{1b}+C_{22}V_{2b}. \end{aligned} \tag{1.5}$$

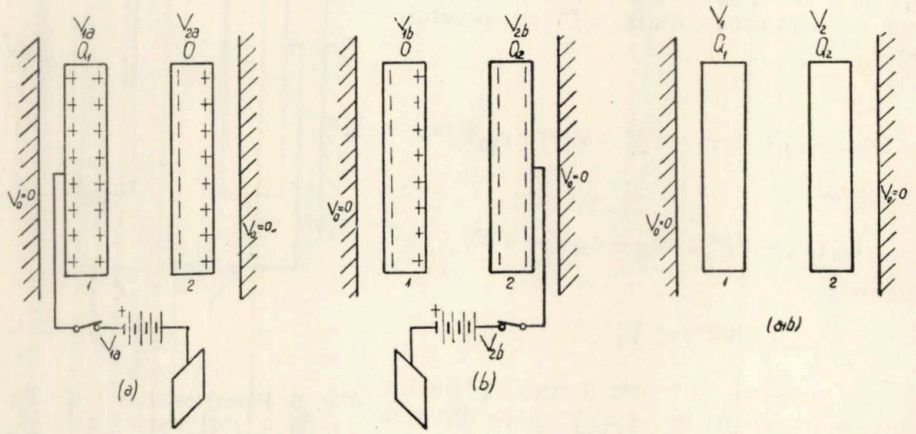


Fig. 7. A doua metodă de încărcare a plăcilor metalice cu sarcini electrice libere și legate la sarcini electrice libere date : Q_1, Q_2.

Din suprapunerea celor două cazuri rezultă :

$$Q_1 = C_{11}V_1 + C_{12}V_2$$
$$Q_2 = C_{21}V_1 + C_{22}V_2 \tag{2.5}$$

în care soluțiile ecuațiilor (2.5) devin :

$$V_1 = V_{1a} + V_{1b} \qquad V_2 = V_{2a} + V_{2b}. \tag{3.5}$$

Dat fiind că : Q_1, Q_2 apar ca mărimi date, soluțiile ecuațiilor (2.5) se reprezintă în formele :

$$V_1 = K_{11}Q_1 + K_{12}Q_2$$
$$V_2 = K_{21}Q_1 + K_{22}Q_2$$

în care coeficienții : K_{11}, K_{22}, $K_{12} = K_{21}$ sînt cunoscuți din (15.3) și (17.3).

In fig. 7, *a* apare în dreapta două tuburi de cîmp electrostatic conectate în serie. In felul acesta se obține un tub de cîmp echivalent în dreapta plăcii 1, conectat în paralel cu tubul de cîmp electric din stînga plăcii 1.

In cazul (*a*) se formează :

$$\overline{Q}_{12a} - c_{12}(V_{1a} - V_{2a}) = Q'_{20a} = c_{20}(V_{2a} - 0)$$
$$Q'_{21a} = c_{21}(V_{2a} - V_{1a}) \tag{4.5}$$
$$\overline{Q}_{10a} = c_{10}(V_{1a} - 0)$$

în care :

$$Q'_{21a} + Q'_{20a} = 0. \tag{5.5}$$

Relația (5.5), ne arată, că în urma manifestării fenomenului electromagnetic tranzitoriu, s-a realizat un echilibru electrostatic pentru placa metalică 2, numai cu ajutorul sarcinilor electrice legate Q'^{a}_{21}, Q'_{20a}.

Din prima relație din (4.5) se obține pe de-o parte : V_{2a} și $(V_{1a} - V_{2a})$ în funcție de V_{1a} în formele :

$$V_{2a} = V_{1a}\frac{c_{12}}{c_{12}+c_{20}} \qquad V_{1a} - V_{2a} = V_{12}\frac{c_{20}}{c_{12}+c_{20}}. \tag{6.5}$$

Pe de altă parte, tot din conectarea în serie a celor două tuburi de cîmp electrostatic, se adună diferențele de potențial :

$$(V_{1a} - V_{2a}) + (V_{2a} - 0) = V_{1a} = \overline{Q}_{12a}\left(\frac{1}{c_{12}} + \frac{1}{c_{20}}\right) = \overline{Q}_{12a}\frac{1}{c_{12S}} \tag{7.5}$$

în care capacitatea echivalentă c_{12S} ia forma :

$$\frac{1}{c_{12S}} = \frac{1}{c_{12}} + \frac{1}{c_{20}} \qquad c_{12S} = \frac{c_{12}c_{20}}{c_{12}+c_{20}}. \tag{8.5}$$

Se știe, că c_{12S} e mai mică ca cea mai mică din cele două capacități : c_{12}, c_{20}.

Din conectarea în paralel, a celor două tuburi de cîmp cu capacitățile: C_{10} și C_{12S} se obține:

$$Q_1 = \overline{Q}_{20a} + \overline{Q}_{12a} = (c_{10} + c_{12S})(V_{1a} - 0) \tag{9.5}$$

de unde se obține, V_{1a} în forma:

$$V_{1a} = Q_1 \frac{1}{c_{10} + c_{12S}}. \tag{10.5}$$

Deconectînd placa metalică 1 de la bateria de acumulatori, după ce s-a încărcat cu sarcina electrică liberă Q_1 din fig. 7 (a) și punînd placa 1 cu ajutorul unui fir metalic la pămînt, ca în fig. 5, se constată, că de data aceasta, va dispare întreaga sarcină electrică liberă Q_1, deoarece placa metalică 2, nu conține pe suprafața ei, decît sarcini electrice legate.

Placa metalică 2 va reveni în stare neutră, deoarece electronii sarcinei electrice legate negative, vor reveni în pozițiile lor inițiale, în sensul că dispar ionii pozitivi, transformîndu-le în molecule neutre.

În cazul (b) de încărcare se obțin:

$$\begin{aligned} &\overline{Q}_{21b} = c_{21}(V_{2b} - V_{1b}) = Q'_{10b} = c_{10}(V_{1b} - 0) \\ &Q'_{12b} = c_{12}(V_{1b} - V_{2b}) \\ &\overline{Q}_{20b} = c_{20}(V_{2b} - 0) \\ &Q'_{12b} + Q'_{10b} = 0. \end{aligned} \tag{11.5}$$

Din conectarea în serie a celor două tuburi de cîmp electrostatic din fig. 7 (b) se obține pe deoparte V_{1b} și $(V_{2b} - V_{1b})$ în funcție de V_{2b}, în formele:

$$V_{1b} = V_{2b} \frac{c_{21}}{c_{10} + c_{21}} \qquad V_{2b} - V_{1b} = V_{2b} \frac{c_{10}}{c_{10} + c_{21}}. \tag{12.5}$$

Pe de altă parte, din conectarea în serie a celor două tuburi de cîmp, se adună diferențele de potențial:

$$(V_{2b} - V_{1b}) + (V_{1b} - 0) = V_{2b} = \overline{Q}_{21b}\left(\frac{1}{c_{21}} + \frac{1}{c_{10}}\right) = \overline{Q}_{21b} \frac{1}{c_{21S}} \tag{13.5}$$

în care:

$$\frac{1}{c_{21S}} = \frac{1}{c_{21}} + \frac{1}{c_{10}} \qquad c_{21S} = \frac{c_{21}c_{10}}{c_{21} + c_{10}}. \tag{14.5}$$

Din conectarea tuburilor de cîmp electric în paralel, cu capacitățile: C_{20} și C_{21S} se obține:

$$Q_2 = \overline{Q}_{21b} + \overline{Q}_{20b} = (c_{21S} + c_{20})(V_{2b} - 0)$$

astfel că poetnțialul electric V_{2b} se determină din:

$$V_{2b} = \frac{Q_2}{c_{21S} + c_{20}}. \tag{15.5}$$

Din suprapunerea celor două cazuri (a), (b) rezultă :

$$V_1 = V_{1a} + V_{1b} = Q_1 \frac{c_{12}+c_{20}}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})} + Q_2 \frac{c_{21}}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})}$$

$$V_2 = V_{2a} + V_{2b} = Q_1 \frac{c_{12}}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{10})} + Q_2 \frac{c_{21}+c_{10}}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})} \qquad (16.5)$$

$$V_1 - V_2 = \frac{1}{c_{10}c_{20}+c_{12}(c_{10}+c_{20})}(Q_1 c_{20} - Q_2 c_{10})$$

în care : rapoartele din (16.5) corespund coeficienților K_{11} K_{22} și $K_{12}=K_{21}$ din (15.3) și (17.3)

$$Q_{10} = \overline{Q}_{10a} + Q'_{10b} \quad Q_{20} = \overline{Q}_{20b} + Q'_{20a}$$
$$Q_{12} = \overline{Q}_{12a} + Q'_{12b} \quad Q_{21} = \overline{Q}_{21b} + Q'_{21a}. \qquad (17.5)$$

6. CONSIDERAȚIUNI CRITICE

1. Cu toate că la aplicarea atît a primei metode de încărcare, cît și a metodei a doua de încărcare, o relație de forma :

$$Q_1 = C_{10}V_1 + C_{12}(V_1 - V_2) \qquad (1.6)$$

se menține valabilă în ambele cazuri fenomenologic, există totuși o deosebire, cu privire la repartizarea sarcinei electrice libere Q_1 pe suprafețele : S_{10} și S_{21} ale plăcii 1.

La prima metodă de încărcare se obțin numai sarcini electrice libere în formele :

$$\overline{Q}_{10} = \overline{Q}_{10a} = c_{10}V_1$$
$$\overline{Q}_{12} = \overline{Q}_{12a} + \overline{Q}_{12\beta} = Q_1 - \overline{Q}_{10} = c_{12}(V_1 - V_2) \qquad (2.6)$$
$$\overline{Q}_{12\beta} = -c_{12}V_2$$

La a doua metodă de încărcare se obțin pe placa 1 atît sarcini electrice libere, cît și sarcini electrice legate :

$$Q_{10} = \overline{Q}_{10a} + Q'_{10b} = c_{10}V_1$$
$$Q_{12} = \overline{Q}_{12a} + Q'_{12b} = c_{12}(V_1 - V_2) \qquad (3.6)$$

Din $\overline{Q}_{21b} = Q'_{10b}$, rezultă : $Q'_{10b} < 0$.

Ca urmare, sarcina electrică liberă $\overline{Q}_{10a}$ din (3.6) mai mare ca sarsina electrică liberă : $\overline{Q}_{10a}$ din (2.6).

Acesta se explică în felul următor :

Din :

$$V_{1a}=\frac{Q_1}{c_{12S}+c_{10}} \qquad V_1=\frac{Q_{1a}}{c_{10}+c_{12}} \tag{4.6}$$

în care :

$$c_{12S}+c_{10}<c_{10}+c_{12}; \quad Q_1>Q_{1a}$$

rezultă :

$$V_{1a}>V_1. \tag{5.6}$$

Ca urmare, micșorarea potențialului V_{1a} la V_1 se realizează cu apariția sarcinilor electrice legate pe placa 1 $Q'_{10b\_}$ pe S_{10} și Q'_{12b+} pe S_{12}.

Pe de altă parte, la aplicarea metodei a doua de încărcare relația (1.6) devine :

$$Q_1=c_{10}V_1+c_{12}(V_1-V_2=c_{10}V_{1a}+c_{12}(V_{1a}-V_{2a})+c_{10}V_{1b}+c_{12}(V_{1b}-V_{2b}) \tag{6.6}$$

în care :

$$c_{10}V_{1b}+c_{12}(V_{1b}-V_{2b})=0. \tag{7.6}$$

Deoarece s-a văzut că : $c_{10}V_{1a}=\overline{Q}_{10^a}$ e mai mare ca $\overline{Q}_{10a}=c_{10}V_1$ rezultă că sarcina electrică liberă $c_{12}(V_{1a}—V_{2a})$ devine mai mică ca $c_{12}(V_1—V_2)$.

Ca urmare, se adaugă la sarcina electrică liberă pozitivă $c_{10}V_{1a}$ o sarcină electrică legată negativă $c_{10}V_{1b}$ pentru a se obține $c_{10}V_1$ și se adună la sarcina electrică liberă pozitivă $c_{12}(V_{1a}— V_{2a})$ o sarcină electrică legată tot pozitivă : $c_{12}(V_{1b}— V_{2b})$ pentru a se forma sarcina electrică $c_{12}(V_1—V_2)$.

2. Cînd se cunosc : potențialul V_1 și diferența de potențial : $(V_1—V_2)$ se pot determina din :

$$\begin{aligned} Q_1&=c_{10}V_1+c_{12}(V_1-V_2)\\ Q_1+Q_2&=c_{10}V_1+c_{20}V_2 \end{aligned} \tag{8.6}$$

mărimile electrice : Q_1, Q_{10}, Q_{12}, V_2, Q_2 și Q_{20}, admițînd că se cunosc capacitățile.

De altfel din :

$$\begin{aligned} Q_{20}&=c_{20}V_2 & Q_{10}&=c_{10}V_1\\ Q_{21}&=Q_2-Q_{20} & Q_{12}&=Q_1-Q_{10}\\ Q_{12}&=-Q_{21}=-Q_2+Q_{20} & Q_{21}&=-Q_1+Q_{10}\\ Q_{10}&=Q_1-Q_{12}=Q_1+Q_2-Q_{20} & Q_{20}&=Q_2+Q_1-Q_{10} \end{aligned} \tag{9.6}$$

se constată, că în cazul cînd : Q_{10} sau Q_{20} constituie o sarcină electrică legată, ea se resimte în toate celalte sarcini electrice, de pe suprafețele fiecărei plăci.

3. Să considerăm cazul, cînd cele două plăci ale condensatorului, se încarcă după a doua metodă de încărcare, la același potențial electric: $V_1=V_2$

Inseamnă că din (8.6) se obține:

$$Q_1+Q_2=(c_{10}+c_{20})V_1 \tag{10.6}$$

iar din (16.5) rezultă:

$$V_1-V_2=0=Q_1c_{20}-Q_2c_{10} \tag{11.6}$$

Introducîndu-se: $Q_2=\frac{Q_1}{c_{10}}c_{20}$ din (11.6) în (10.6) se formează:

$$\frac{Q_1}{c_{10}}(c_{10}+c_{20})=(c_{10}+c_{20})V_1$$

ceea ce verifică relațiile:

$$V_1=\frac{Q_1}{c_{10}} \qquad V_1=\frac{Q_2}{c_{20}}.$$

Din cele prezentate aici, rezultă, că prin apariția sarcinilor elctrice legate, se obține pe suprafețele: S_{10}, S_{12}, S_{21} și S_{20} sarcinile electrice libere și legate în formele:

$$Q_{10}=\overline{Q}_{10}+Q'_{10}=Q_1 \qquad Q_{20}=\overline{Q}_{20}+Q'_{20}=Q_2$$

$$Q_{12}=\overline{Q}_{12}+Q'_{12}=0 \qquad Q_{21}=\overline{Q}_{21}+Q'_{21}=0.$$

Așa se face că nu apare tubul de cîmp electrostatic cu sarcina electrică Q_{12}. Iată rostul manifestării fenomenului electromagnetic tranzitoriu, ca să facă să apară sarcinile electrice legate, ceea ce nu se poate lămuri cu concepția simplistă de „electrizare prin influență".

Dacă înainte de a se încărca, plăcile condensatorului, prin aplicarea metodei a doua de încărcare, se leagă cele două plăci metalice cu un fir metalic, se obține după încărcare la potențialul V_1, pentru ambele plăci, numai sarcini electrice libere Q_1+Q_2 pe suprafețele S_{10}, S_{20} deoarece spațiul dintre suprafețele: S_{12}, S_{21} se comportă ca o cavitate în masa metalului, la potențial constant.

7. INCHEIERE

Privind ecuațiile de capacitate ale lui Maxwell nu numai matematic ci și fenomenologic, se constată că nu-i suficient numai să cunoaștem denumirile mărimilor și definițiile simpliste ale acelor mărimi. Spre exemplu, nu-i suficient să ne sprijinim pe concepția de electrizări prin influență, sau pe definiția simplistă și abstractă a capacității unui corp metalic singur în

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

cîmpul electrostatic, ca raportul dintre sarcina electrică Q şi potenţialul electric V, cînd ştiut este că, noţiunea de capacitate aparţine întotdeauna unui tub de cîmp electrostatic cu un început şi sfîrşit pe sarcini electrice egale în valorile lor numerice însă cu semne opuse.

Ecuaţiile de capacitate ale lui Maxwell, ca expresii matematice, nu pot evidenţia faptul, că însuşi existenţa lor, se datoreşte numai apariţiei echilibrului electrostatic, realizat prin manifestarea fenomenului electromagnetic tranzitoriu, deoarece corpurile metalice conţin un gaz electronic şi era necesar echilibrul elctrostatic.

Prin apariţia echilibrului electrostatic, există posibilitatea de a se menţine energia electrostatică, constantă în timp, în regimul staţionar, al fenomenului electrostatic.

S-a văzut, că se folosesc capacităţile electrostatice nu numai la determinarea potenţialului electric, în funcţie de sarcinile electrice libere totale de pe suprafaţa corpului metalic, evitîndu-se calcularea în prealabil a sarcinilor electrice legate, dar se mai folosesc capacităţile şi la determinarea chiar a sarcinilor electrice legate, cînd se simte nevoia.

Din cele prezentate aici, s-a putut vedea, că folosirea capacităţilor la determinarea potenţialului electric, formează o metodă de calcul, care se sprijină pe o realitate obiectivă a manifestării fenomenului electrostatic, deoarece nu există nici o altă metodă de a exprima simplu şi cît mai clar, interdependenţa dintre toate mărimile cari se manifestă în fenomenul electrostatic, ca *metoda folosirii tuburilor de cîmp electrostatic.*

In felul acesta ne asigurăm, ca mînuirea uneltelor matematice în cercetarea fenomenului electrostatic, să se sprijine mereu, pe principiile şi legile naturii, care formează cea mai temeinică metodă de investigaţie în cercetarea oricărui fenomen.

УРАВНЕНИЯ ЁМКОСТИ МАКСВЕЛЛА С ФЕНОМЕНОЛОГИЧЕСКОЙ ТОЧКИ ЗРЕНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

Используются электростатические ёмкости не только при определении электрического потенциала в зависимости от общих свободных электрических зарядов на поверхности металлического тела, без предварительного расчета связанных электрических зарядов, но и при определении связанных электрических зарядов.

Использование ïмкости при определении электрического потенциала, основывается на трубах электростатического поля, которые позволяют ясное и простое определение взаимосвязи между всеми величинами проявляющимися в электростатическом явлении.

DIE MAXWELLCHEN KAPAZITÄTSGLEICHUNGEN PHÄNOMENOLOGISCH GESEHEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es werden die elektrostatischen Kapazitäten zur Bestimmung der elektrischen Potențiale in Bezug zu den freien elektrischen Ladungen verwendet, ohne die gebundenen Ladungen zu berechnen.

Dieselben Kapazitäten können auch zur Berechnung der gebundenen Ladungen verwendet werden wenn sich dieses als nötig erweist. Der Gebrauch von elektrischen Kapazitäten stützt sich auf das Bild der Feldrohre die uns in klarer und einfacher Weise die Beziehung zwischen allen elektrostatischen Grössen veranschaulicht.

FOLOSIREA TRANSFORMATEI FOURIER PENTRU CALCULUL EFECTULUI ELECTROCALORIC LA SISTEMELE ELECTRICE LINIARE IN REGIM TRANZITORIU APERIODIC

DE

N. BOGOEVICI

1. INTRODUCERE

Sistemele electrice, care cuprind generatoare şi motoare electrice, linii de transport şi instalaţii de comandă, sînt în general sisteme automate care lucrează aproape tot timpul în regim tranzitoriu, avînd drept scop să producă modificarea sau reglarea unui anumit parametru la valoarea dorită. Variaţia mărimilor de comandă sau a mărimilor perturbatoare, considerate ca mărimi de intrare în sistem, provoacă variaţia altor mărimi, considerate ca mărimi de ieşire din sistem.

In practică se întîlnesc cazuri frecvente de sisteme electrice la care, mărimea de ieşire fiind curentul electric ca funcţie de timp, $i(t)$, se pune problema determinării căldurii Q dezvoltată de acest curent prin efect Joule-Lenz într-o rezistenţă R într-un anumit interval de timp t:

$$Q=\int_0^t Ri^2dt. \tag{1}$$

Transformata Fourier, cu ajutorul căreia se face trecerea din domeniul timpului în domeniul frecvenţelor, poate fi folosită cu succes pentru calculul efectului electrocaloric dacă sistemul electric este liniar şi dacă curentul electric are o variaţie aperiodică în timp care satisface condiţiile: $i(t)=0$ pentru $t<0$ şi $i(t)\to 0$ cînd $t\to\infty$, rezultînd o valoare finită pentru Q.

2. BAZA TEORETICA A METODEI DE CALCUL

Prin descompunere în serie Fourier a unei funcţii periodice de timp $f(t)$, se obţine aşa numitul *spectru al amplitudinilor,* reprezentat în fig. 1 prin segmente de dreaptă proporţionale cu amplitudinea a_ν corespunzătoare armonicii de ordinul ν.

Energia semnalului, reprezentat prin funcţia $f(t)$, se poate spune că are o repartiţie discretă în funcţie de frecvenţă, fiind proporţională, pentru fie-

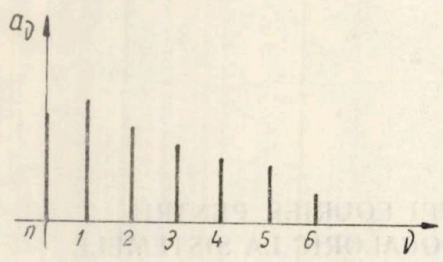


Fig. 1. Spectrul amplitudinilor.

care armonică, cu pătratul amplitudinii armonicii respective. Reprezentînd pătratul amplitudinilor în funcție de ν, rezultă *repartiția spectrală a energiei* conținută de semnalul $f(t)$. Spre exemplu, dacă $f(t)=i(t)$ este un curent periodic nesinusoidal ce trece printr-o rezistență, căldura dezvoltată prin efect Joule-Lenz de fiecare armonică a curentului într-un interval de timp este proporțională cu patratul amplitudinii armonicii respective.

Dacă funcția $f(t)$ este aperiodică dar absolut integrabilă, cu ajutorul integralei Fourier dată de relația :

$$F(j\omega)=\int_{-\infty}^{+\infty} f(t)\, e^{-j\omega t}\, dt \tag{2}$$

funcția $f(t)$ se descompune într-o sumă infinită de armonici complexe cu amplitudini infinitezimale. În acest caz nu se mai obține un spectru al amplitudinilor, cu variație discretă, ci așa numita *densitate spectrală a amplitudinilor* care este o curbă cu variație continuă în funcție de ω. Această curbă reprezintă tocmai variația modulului transformatei Fourier, $|F(j\omega)|$, în funcție de frecvență.

Prin analogie cu cele arătate mai sus, pătratul acestui modul, $|F(j\omega)|^2$, reprezentat în funcție de ω, reprezintă densitatea spectrală de energie.

Energia totală conținută de semnalul $f(t)$ este proporțională, prin intermediul unei constante, cu integrala :

$$\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty} |F(j\omega)|^2\, d\omega$$

Pe această bază se justifică fenomenologic *formula lui Parceval* cunoscută din literatura de specialitate :

$$\int_{-\infty}^{+\infty} f^2(t)\, dt=\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty} |F(j\omega)|^2\, d\omega. \tag{3}$$

Prin urmare, dacă $f(t)=i(t)$ este curentul a cărui valoare este zero pentru timpul $t<0$ și tinde spre zero cînd t tinde spre infinit, căldura Q dezvoltată prin efect Joule-Lenz de acest curent într-o rezistență R constantă este :

$$Q=R\int_0^{\infty} i^2(t)\, dt=\frac{R}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty} |I(j\omega)|^2\, d\omega \tag{4}$$

unde $I(j\omega)$ este transformata Fourier a curentului $i(t)$.

Este evident că :

$$|I(j\omega)|^2=I(j\omega)\cdot I(-j\omega) \tag{5}$$

Folosirea acestei metode de determinare a căldurii dezvoltate prin efect Joule-Lenz cu ajutorul transformatei Fourier în cazul sistemelor electrice automate liniare, cu una sau mai multe mărimi de intrare, introduce simpli-

ficări substanțiale deoarece pentru calculul lui Q nu este necesar să se determine $i(t)$ prin rezolvarea ecuației diferențiale a sistemului. Acest fapt se pare că încă nu a fost remarcat pînă în prezent în literatura de specialitate.

In continuare se va prezenta situația calculului efectului electrocaloric cu ajutorul transformatei Fourier pentru sisteme electrice automate liniare cu o singură mărime de intrare și apoi pentru sisteme cu mai multe mărimi de intrare.

3. SISTEME ELECTRICE CU O SINGURĂ MĂRIME DE INTRARE

Se consideră un sistem electric automat liniar a cărai funcție de transfer este $W(s)$. Se știe că :

$$X_e(s)=W(s)\ X_i(s) \tag{6}$$

unde $X_i(s)$ și $X_e(s)$ sînt transformatele Laplace a mărimii de intrare $X_i(t)$ și, respectiv, a mărimii de ieșire $X_e(t)$.

Inlocuind în (6) pe s prin $j\omega$ și calculînd patratul modulului, rezultă :

$$|X_e(j\omega)|^2=|W(j\omega)|^2\,|X_i(j\omega)|^2. \tag{7}$$

Dacă $X_e(t)=i(t)$ este curentul electric ce trece printr-o rezistență R, atunci, conform relației (4), căldura dezvoltată prin efect Joule-Lenz rezultă din :

$$Q=\frac{R}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty}X_e(j\omega)|^2\,d\omega \tag{8}$$

sau, ținînd seama de (7), se obține :

$$Q=\frac{R}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty}|W(j\omega)|^2\,|X_i(j\omega)|^2\,d\omega. \tag{9}$$

Din relația (9) se remarcă faptul că pentru a determina pe Q nu este necesar să se cunoască $i(t)$ ci doar funcția de transfer a sistemului, în care se înlocuiește s prin $j\omega$, și transformata Fourier a mărimi de intrare. Aceasta reprezintă, evident, o simplificare deoarece nu este necesar să se rezolve ecuația diferențială a sistemului pentru a găsi pe $i(t)$.

Pentru exemplificarea aplicabilității relației (9), se consideră un caz simplu și anume : un circuit cu rezistența R și capacitatea C legate în serie la bornele căruia se aplică tensiunea continuă de valoare u, urmărindu-se să se determine căldura dezvoltată prin efect Joule-Lenz în rezistența R prin care trece curentul :

$$i(t)=\frac{u}{R}e^{-\frac{t}{RC}}. \tag{10}$$

Mărimea de intrare este funcția treaptă :

$$X_i(t)=\begin{cases}0, \text{ pentru } t<0\\ u, \text{ pentru } t\geqslant 0\end{cases} \tag{11}$$

iar mărimea de ieșire este :

$$X_e(t)=i(t)$$

Transformata Laplace a funcției $X_i(t)$ este :

$$X_i(s)=\frac{u}{s} \tag{12}$$

respectiv, înlocuind pe s prin $j\omega$, rezultă :

$$X_i(j\omega)=\frac{u}{j\omega}. \tag{13}$$

Funcția de transfer a circuitului, considerat ca element liniar, este :

$$W(s)=\frac{X_e(s)}{X_i(s)}=\frac{Cs}{1+RCs} \tag{14}$$

în care, înlocuind s prin $j\omega$, se obține :

$$W(j\omega)=\frac{Cj\omega}{1+RCj\omega}. \tag{15}$$

Din relațiile (13) și (15) se calculează patratul modulelor : $|X_i(j\omega)|^2$ și $|W(j\omega)|^2$, care se înlocuiește apoi în expresia (9), obținîndu-se :

$$Q=\frac{u^2RC^2}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty}\frac{d\omega}{1+(RC\omega)^2}=\frac{u^2C}{2\pi}\left|\operatorname{arctg} RC\,\omega\right|_{-\infty}^{+\infty}=\frac{u^2C}{2}.$$

Același rezultat se obține și cu relația :

$$Q=R\int_0^{\infty} i^2\,dt.$$

4. SISTEME ELECTRICE CU MAI MULTE MĂRIMI DE INTRARE

Se consideră un sistem automat liniar, reprezentat simbolic în fig. 2, la care variația mărimii de ieșire este determinată de mai multe mărimi de intrare.

Ținînd seama de faptul că la sistemele liniare se aplică principiul superpoziției, rezultă :

$$X_e(s)=\sum_{\nu=1}^{n}X_{e\nu}(s)=\sum_{\nu=1}^{n}W_\nu(s)\,X_{i\nu}(s) \tag{16}$$

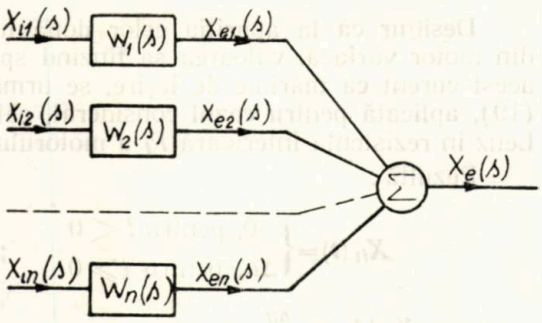


Fig. 2. Schema funcțională a sistemului automat cu mai multe intrări.

Inlocuind în relația (16) pe s prin $j\omega$, se obține :

$$X_e(j\omega)=\sum_{\nu=1}^{n} X_{e\nu}(j\omega)=\sum_{\nu=1}^{n} W_\nu(j\omega)\,X_{i\nu}(j\omega) \tag{17}$$

Partulaterul modulului mărimii de ieșire este :

$$|X_e(j\omega)|^2=\left[\sum_{\nu=1}^{n} W_\nu(j\omega)\,X_{i\nu}(j\omega)\right]\cdot\left[\sum_{\lambda=1}^{n} W_\lambda(-j\omega)\,X_{i\lambda}(-j\omega)\right] \tag{18}$$

Dacă mărimea de ieșire este curentul electric, adică $X(t)=i(t)$, atunci căldura dezvoltată prin efect Joule-Lenz de acest curent în rezistența R, este :

$$Q=\frac{R}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty}\left[\sum_{\nu=1}^{n} W_\nu(j\omega)\,X_{i\nu}(j\omega)\right]\left[\sum_{\lambda=1}^{n} W_\lambda(-j\omega)\,X_{i\lambda}(-j\omega)\right]d\omega. \tag{19}$$

Pentru exemplificarea aplicabilității relației (19) se consideră sistemul automat constituit dintr-un motor de curent continuu cu excitație separată alimentat cu tensiunea u_0 și având $\Phi=\text{const}$. La funcționarea în gol ideal curentul absorbit de motor de la sursă este $i=0$, iar turația este $n_0=\frac{u}{K}$ K fiind o constantă a motorului.

In aceste condiții inițiale de funcționare, se consideră că apar simultan două mărimi perturbatoare (de intrare) și anume :

— tensiunea de alimentare care suferă o variație în treaptă, Δu (fig. 3 *a*),

— cuplul rezistent la arbore care variază sub forma unui șoc de valoare C_r și de durată ξ (fig. 3 *b*).

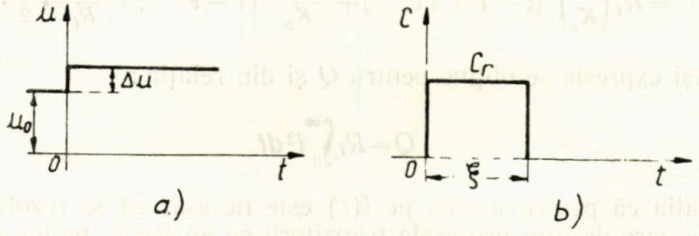


Fig. 3. Varianta în timp a mărimilor perturbatoare (de intrare).

Desigur că la apariția celor două mărimi perturbatoare curentului i din motor variază, valoarea sa tinzînd spre zero pentru $t > \xi$. Considerînd acest curent ca mărime de ieșire, se urmărește să se detremine cu relația (19), aplicată pentru cazul considerat, căldura dezvoltată prin efect Joule-Lenz în rezistența interioară R_i a motorului.

Rezultă :

$$X_{i1}(t)=\begin{cases} 0, \text{ pentru } t<0 \\ \Delta u, \text{ pentru } t\geqslant 0 \end{cases} \quad ; \quad X_{i1}(s)=\frac{\Delta u}{s}; \tag{20}$$

$$X_{i1}(j\omega)=\frac{\Delta u}{j\omega}$$

$$X_{i2}(t)=\begin{cases} 0, \text{ pentru } t<0 \text{ și } t>\xi \\ C_r, \text{ pentru } 0\leqslant t\leqslant \xi \end{cases} \quad ; \quad X_i(s)=\frac{C_r}{s}(1-e^{-s\xi}) \tag{21}$$

$$X_{i2}(j\omega)=\frac{C_r}{j\omega}(1-e^{-j\omega\xi}).$$

În ipoteza că se neglijează inductivitatea L_i a înfășurării rotorice, pentru funcțiile de transfer rezultă expresiile :

$$W_1(s)=\frac{T}{R_i}\cdot\frac{s}{1+Ts}; \quad W_1(j\omega)=\frac{T}{R_i}\cdot\frac{j\omega}{1+Tj\omega} \tag{22}$$

$$W_2(s)=\frac{1}{K_c}\cdot\frac{1}{1+Ts}; \quad W_2(j\omega)=\frac{1}{K_c}\cdot\frac{1}{1+Tj\omega} \tag{23}$$

unde T este constanta electromecanică de timp a motorului iar K_c este constanta de proporționalitate dintre cuplul dezvoltat de motor și curent.

Din relația (19), în urma efectuării calculelor, se obține :

$$Q=\frac{R_i}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty}[W_1(j\omega)X_{i1}(j\omega)+W_2(j\omega)X_{i2}(j\omega)].$$

$$[W_1(-j\omega)X_{i1}(-j\omega)+W_2(-j\omega)X_{i2}(-j\omega)]\,d\omega=$$

$$=R_i\left(\frac{C_r}{K_c}\right)^2(\xi-T+Te^{-\frac{\xi}{T}})+\frac{C_r\Delta uT}{K_c}(1-e^{-\frac{\xi}{T}})+\frac{(\Delta u)^2}{R_i}\cdot\frac{T}{2}.$$

Aceeași expresie se obține pentru Q și din relația :

$$Q=R_i\int_0^\infty i^2\,dt$$

cu observația că pentru a găsi pe $i(t)$ este necesar să se rezolve ecuațiile diferențiale care descriu procesele tranzitorii ce au loc în motor atunci cînd variază tensiunea de alimentare și cuplul rezistent la arbore.

5. CONCLUZII

Folosirea metodei transformatei Fourier pentru calculul căldurii dezvoltate prin efect Joule-Lenz la sistemele electrice liniare în regim tranzitoriu aperiodic oferă o posibilitate mai simplă de rezolvare a problemei în sensul că nu este necesar să se rezolve ecuația diferențială a proceselor tranzitorii din sistem, fiind suficientă numai cunoașterea funcțiilor de transfer și a transformatelor Fourier ale mărimilor de intrare.

Important este faptul că această metodă de calcul, aplicabilă în special la sistemele automate liniare complexe, ține seama și de faptul dacă mărimile de intrare (perturbațiile) acționează decalat în timp una față de alta.

Dezavantajul metodei constă în aceea că apar unele dificultăți de calcul a integralelor cu limite infinite ce se obțin prin folosirea transformatei Fourier.

Aplicabilitatea metodei se refeă în primul rînd la sistemele de acționare electrică automată unde se pune problema determinării pierderilor prin efect Joule-Lenz în mașinile electrice din sistem.

BIBLIOGRAFIE

1. Pl. Andronescu, *Aplicarea calculului operațional la studiul circuitelor electrice*. Editura Tehnică, București, 1957.
2. M. I. Kontorovici, *Calculul operațional și fenomene tranzitorii în circuitele electrice*. (Traducere din limba rusă). Editura energetică de stat. București 1955.
3. M. Brașovan, E. Seracin, N. Bogoevici, *Acționări electrice. Probleme și aplicații industriale*. Editura Tehnică, București 1963.
4. J. G. Truxal, *Entwurf automatischer Regelsysteme*. R. Oldenbourg. Wien und München, 1960.
5. A. I. Livsit, N. V. Pugacev, *Veroiatnostii analiz eletroavtomaticescovo urpravlenie* Izdatelstvo „Sovetcoe radio", Moscova 1963.
6. I. M. Rîjic, I. S. Gradstein, *Tabele de integrale, sume, serii și produse*, Editura tehnică, București 1955.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ФУРЬЕ ПРИ РАСЧЕТЕ ЭЛЕКТРОКАЛОРИЙНОГО ЭФФЕКТА В ЛИНЕЙНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ В ПЕРЕХОДНОМ АПЕРИОДИЧЕСКОМ РЕЖИМЕ

(РЕЗЮМЕ)

В работе излагается расчет электрокалорийного эфекта электрического тока в автоматических линейных электрических системах с одной или несколькими входными (возмущающими) величинами, определяющими апериодическое изменение, стремящееся к нулю, для электрического тока принимаемого за выходную величину. Для расчетов используется преобразование фурье входных величин, изменяющихся во времени и передаточные функции системы.

UTILISATION DE LA TRANSFORMÉE FOURIER POUR LE CALCUL DE L'EFFET ÉLECTROCALORIQUE DANS LES SYSTÈMES ÉLCTRIQUES LINÉAIRES EN RÉGIME TRANSITOIRE APÉRIODIQUE

(RÉSUMÉ)

Dans cet travail on présente le calcul de l'effet électrocalorique du courant électrique des systèmes électriques automatiques linéaires à une ou plusieurs grandeurs d'entrée (perturbateurs), déterminant une variation apériodique qui tend vers zéro pour le courant électrique considéré comme grandeur de sortie. Le calcul utilise la transformée de Fourier des grandeurs d'entrée variables dans le temps et la fonction de transfert du système.

REGISTRU ACUMULATOR CU TRANSFER PRIN PORȚI

DE

AL. ROGOJAN

1. INTRODUCERE

In [1] este descris un registru sumator acumulator, cu transfer prin porți, a cărui schemă logică principială este arătată în fig. 1. Se vede că schema este relativ simplă, ceea ce prezintă un avantaj. In schimb are un neajuns datorită faptului că cere o plasare foarte exactă în timp a impulsului de comandă a transferului (CTr), dificultate menționată și în [2]. Intr-adevăr generarea transferului se face prin deschiderea porții P_2, de către impulsul rezultat din diferențierea saltului trigherului fiecărui rang, cînd acesta trece din starea unu în starea zero, și aducerea la cealaltă intrare a porții a unui impuls ascuțit din șina CTr. Acest procedeu cere ca impulsul din șina CTr să apară neapărat în timpul cît există impulsul de diferențiere, ceea ce prezintă dificultăți din cauza duratei mici a acestui impuls.

In lucrarea de față prezentăm o schemă nouă, derivată din cea de sus, dar care nu are deficiențele semnalate.

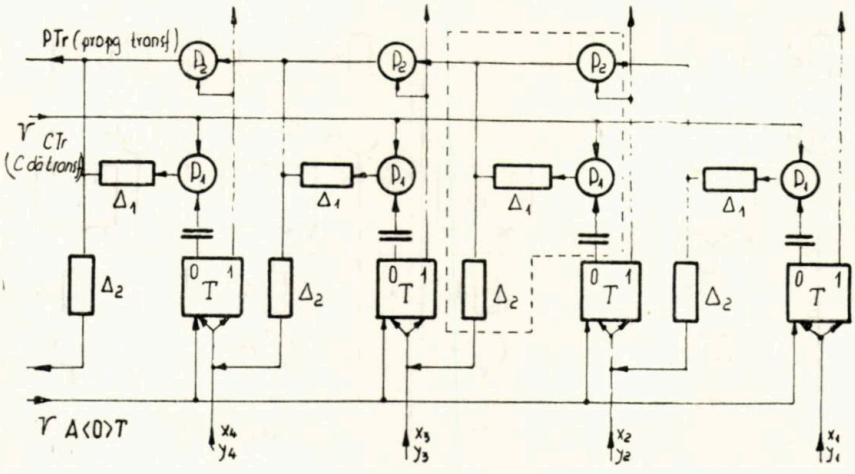


Fig. 1.

2. DESCRIEREA SCHEMEI ACUMULATORULUI

Schema nouă se vede din fig. 2.

Funcționarea ei este următoarea. Cifrele numerelor sînt reprezentate prin impulsuri ascuțite negative. Prezența impulsului înseamnă unu, iar lipsa lui zero. Înainte de aducerea în acumulator a primului număr, care reprezintă un termen al sumei, trigherele T se aduc la zero. În acest caz se vede că impulsurile cifrelor primului număr ce se introduce (x_n, x_{n-1}, x_{n-2}... x_1) ajung numai la intrarea de numărare a trigherelor T prin poarta SAU S_1 și întîrzierea Δ_1, deoarece porțile P_1 sînt închise. Trigherele, din rangurile unde avem impuls, sînt aduse în poziția unu, iar în rest rămîn pe zero. La introducerea celui de al doilea număr (y_n, y_{n-1}... y_2, y_1) fiecare cifră zero (lipsă de impuls) lasă situația neschimbată, iar fiecare cifră unu (prezență de impuls) ajunge fie numai la intrarea trigherului corespunzător, dacă în acesta a fost înscris zero, fie trece prin poarta P_1 dacă în trigher a fost în prealabil înscris unu. Ultimul caz înseamnă că cifrele de rangul respectiv ale ambelor numere sînt unu și, în consecință, în acest rang se generează transfer, care e reprezentat de impulsul ce trece prin P_1. Transferul generat trebuie să treacă prin porțile liniei de propagare P_2 și S_2 a rangului imediat superior și a rangurilor următoare dacă în trigherele acestor ranguri, după adunarea numărului al doilea, avem înscris unu. Aceasta impune existența unei întîrzieri Δ_2, care permite intrarea impulsului de transfer generat, în linia de transfer, prin poarta SAU S_2, abia după ce procesele tranzitorii în rangul imediat superior și în celelalte, ca urmare a introducerii numărului al doilea, s-au terminat. Impulsul de transfer ajuns

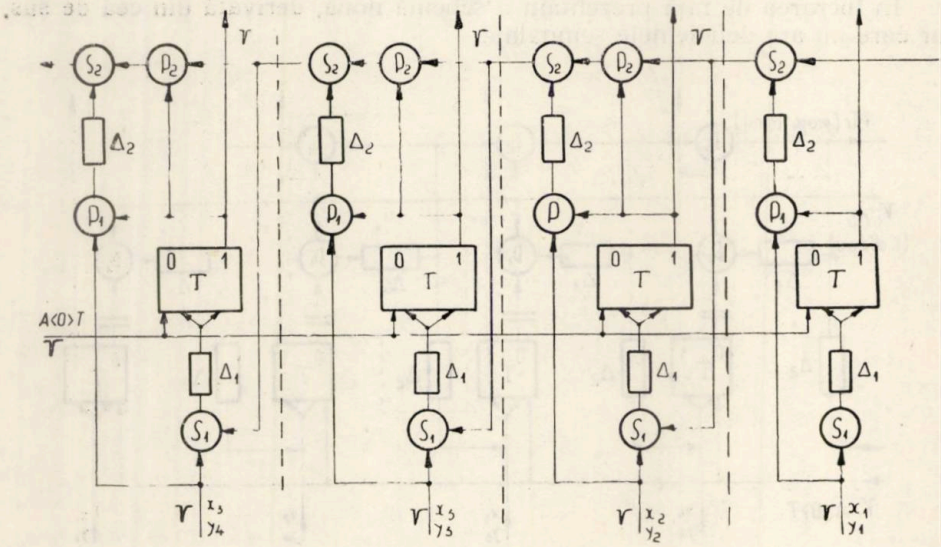


Fig. 2.

în linia de transfer trebuie dus și la intrarea de numărare a trigherului rangului prin care trece transferul, în scopul de a fi însumat și el. De aceea el este adus la a doua intrare a porții SAU S_1. El trece prin linia de întîrziere Δ_1, care are rolul de a întîrzia începerea basculării trigherului pînă cînd impulsul de transfer a trecut prin poarta P_2 a rangului respectiv. Linia de întîrziere Δ_1 îndeplinește același rol și în cazul impulsului cifrei rangului considerat al numărului al doilea, care trece prin poarta P_1 pentru a genera transferul.

Se vede că elementele schemei rangului celui mai puțin semnificativ sînt puțin diferite de celelalte, datorită faptului că aici nu se pune problema propagării transferului ci numai a generării lui.

3. TIMPUL NECESAR UNEI ADUNĂRI

Notăm cu :

— t_{lc} durata impulsului de comandă, adică a impulsului cu care se reprezintă cifrele numerelor.

— t_{P1}. t_{P2}, t_{S1}, t_{S2} întîrzierea porților, adică intervalul de timp ce trece din momentul apariției impulsului la intrarea unei porți și pînă în momentul apariției lui la ieșirea porții. Presupunem că poarta modifică în mod neglijabil durata frontului impulsului.

— t_{ttr}, t_{ttc} timpul de întîrziere a trigherului, adică timpul care trece din momentul apariției impulsului la intrarea de numărare și pînă în momentul cînd începe să se modifice potențialul la ieșirea trigherului. Indicele suplimentar r și c arată că e vorba de ridicarea, respectiv coborîrea potențialului la ieșire.

— t_{str}, t_{stc} durata saltului de tensiune la ieșirea trigherului, socotit din momentul cînd începe să se modifice potențialul și pînă încetează modificarea. Indicele suplimentar r și c are aceeași semnificație ca mai sus.

— $t\Delta_1$, $t\Delta_2$ întîrzierile cauzate de liniile de întîrziere Δ_1, respectiv Δ_2.

Menționăm că timpul de basculare al trigherului, adică timpul ce trece din momentul apariției semnalului de comandă la intrarea de numărare și pînă în momentul cînd saltul de tensiune la ieșire s-a terminat este $t_{ttr} + t_{str}$ respectiv $t_{ttc} + t_{stc}$.

Vom considera în cele de mai jos că durata propagării impulsurilor de-a lungul conductorilor de legătură este neglijabilă față de întîrzierile prin celelalte elemente. De asemenea considerăm că sînt date caracteristicile trigherului și a porților și că potențial scăzut la ieșirea unui trigher reprezintă unu, iar potențial ridicat reprezintă zero.

La sosirea unui impuls, ce reprezintă cifra unu a unui rang al numărului al doilea, cînd trigherul se află în starea unu, trigherul trebuie să înceapă să-și modifice potențialul la ieșire abia după ce impulsul a trecut în întregime prin poarta P_1. Notînd deci cu t_1 timpul ce trece din momentul

apariției impulsului la intrarea porților S_1 și P_1 și pînă cînd trigherul începe să-și modifice potențialul la ieșire, trebuie să avem :

$$t_1 = t_{S1} + t\Delta_1 + t_{ttr} \geqslant t_{ic} \tag{1}$$

Pentru cazul cînd impulsul la poarta S_1 vine din linia de transfer este valabilă aceeași relație.

La sosirea unui impuls, ce reprezintă cifra unu a unui rang al numărului al doilea, cînd trigherul se află în starea zero, trigherul trebuie să înceapă să-și modifice potențialul la ieșire abia după ce impulsul s-a terminat, căci altfel există posibilitatea ca o parte din impuls să treacă prin poarta P_1, deschisă înainte de vreme, ceea ce poate introduce în linie un transfer fals. Trebuie deci să avem :

$$t_1 = t_{S1} + t\Delta_1 + t_{itc} \geqslant t_{ic} \tag{2}$$

În cazul cînd impulsul la intrarea porții S_1 vine din linia de transfer, trebuie ca potențialul la intrarea de potențial a porții P_2 să înceapă să se schimbe abia după ce impulsul s-a terminat căci altfel există posibilitatea ca o parte din impuls să treacă prin poarta P_2, deschisă înainte de vreme, ceea ce provoacă în linie apariția unui impuls fals. Relația (2) este valabilă și în acest caz.

În cele de mai sus am presupus că impulsurile ce reprezintă cifrele numerelor și acelea ce reprezintă transferul au aceeași durată t_{ic}.

Cu fiecare din aceste două relații se poate calcula $t\Delta_1$. Alegem din cele două valori pe cea mai mare. Se poate întîmpla ca $t\Delta_1$ să rezulte egal cu zero și deci să nu avem nevoie de linia de întîrziere Δ_1.

În cazul cînd într-un rang se generează transfer, impulsul care reprezintă transferul trebuie să ajungă în linia de transfer abia după ce procesele tranzitorii în trigherul rangului imediat superior s-au terminat. Notînd deci cu t_2 timpul ce trece din momentul apariției impulsului la intrarea porților S_1 și P_1 și pînă cînd în trigherul rangului imediat superior s-au terminat procesele tranzitorii, trebuie să considerăm două cazuri.

În cazul cînd trigherul de rang imediat superior celui în care se generează transferul este dus, de impulsul rangului corespunzător al numărului al doilea, în starea unu, trebuie să avem :

$$t_2 = t_{P1} + t\Delta_2 + t_{S2} \geqslant t_{S1} + t\Delta_1 + t_{itc} + t_{stc} \tag{3}$$

În cazul cînd trigherul de rangul imediat superior celui în care se generează transferul este dus, de impulsul rangului corespunzător al numărului al doilea, în starea zero, trebuie să avem :

$$t_2 = t_{P1} + t\Delta_2 + t_{S2} \geqslant t_{S1} + \Delta t_1 + t_{itr} + t_{str} \tag{4}$$

Din relațiile (3) și (4) se pot determina două valori pentru $t\Delta_2$. O alegem pe cea mai mare.

De obicei relațiile care furnizează pentru $t\Delta_1$ și $t\Delta_2$ valorile cele mai mari sînt (1) și (3).

Acum putem trece la calculul timpului de adunare maxim $t_{ad.\,max}$. Notăm cu n numărul de ranguri pe care îl are registrul acumulator. Cazul cel mai defavorabil care dă timpul de adunare maxim este acela cînd primul număr este format numai din cifre de unu, iar al doilea este format din zerouri, cu excepția rangului cel mai puțin semnificativ care este unu. În acest caz transferul este generat în rangul cel mai puțin semnificativ și se propagă peste $n-2$ ranguri într-un timp de $(n-2)\cdot(t_{P2}+t_{S2})$. La acest timp trebuie să se mai adauge timpul t_2 necesar pentru ca impulsul de transfer să ajungă din rangul cel mai puțin semnificativ în linia de transfer și timpul t_1 necesar transferului, ce intră din linia de transfer în rangul n, pentru bascularea trigherului acestui rang. Avem deci:

$$t_{ad.\,max}=(n-2)(t_{P2}+t_{S2})+t_2+t_1 \tag{5}$$

Pentru timpii t_1 și t_2 se iau valorile cele mai mari, care rezultă din ecuațiile (1) și (2) respectiv (3) și (4) considerate ca egalități și în care introducem pentru $t\Delta_1$ și $t\Delta_2$ valorile calculate așa cum s-a prevăzut mai sus. Presupunînd că avem $t_{ttc}>t_{ttr}$ și $t_{stc}>t_{str}$ și că notăm $t_{P2}+t_{S2}=t_{pr1}$, putem scrie:

$$t_{ad.\,max}=(n-2)\cdot t_{pr1}+t_1+t_2=$$

$$=(n-2)\cdot t_{pr1}+t_{S1}+t\Delta_1+t_{ttc}+t_{P1}+t\Delta_2+t_{S2} \tag{6}$$

Se vede din această relație că cea mai importantă măsură pentru a reduce timpul de adunare este să micșorăm pe t_{pr1}.

Să luăm un caz concret în care avem: $t_{ttr}=100$ ns; $t_{ttc}=150$ ns; $t_{str}=100$ ns; $t_{stc}=150$ ns; $t_{tc}=200$ ns; $t_{P1}=30$ ns; $t_{P2}=20$ ns; $t_{S1}=100$ ns; $t_{S2}=10$ ns; $t_{pr1}=30$ ns; $n=27$ ranguri.

Considerăm și aici că relațiile de la (1) pînă la (4) sînt egalități. Efectuînd calcule obținem:

$$t\Delta_1=0 \text{ ns};\ t\Delta_2=340 \text{ ns}$$

$$t_{ad.\,max}=1\,400 \text{ ns}.$$

4. CICLUL ACUMULATORULUI

Prin ciclul acumulatorului înțelegem intervalul de timp după care acumulatorul poate începe o nouă operație. La calculul acestui timp trebuie să ținem seama de fenomenele tranzitorii. Am văzut că rezultatul adunării ne stă la dispoziție în cazul cel mai defavorabil după $t_{ad.\,max}$. Datorită constantelor de timp existente în schemă, după acest interval de timp nu s-au stabilit toate potențialele la o valoare corespunzătoare repaosului, sau cel puțin la o stare care permite introducerea unui nou număr în acumulator. Un astfel de fenomen îl poate cauza impulsul de transfer, care poate prezenta la sfîrșitul lui un impuls de sens invers cu o durată pe care să o notăm cu t_{inv}.

Situația cea mai defavorabilă, în acest sens, este atunci cînd avem și situația cea mai defavorabilă în privința duratei adunării. Ea este cea mai defavorabilă pentru că în acest caz impulsul de transfer ajunge la penultimul rang, respectiv la ultimul, cel mai tîrziu. Acest impuls ajunge la intrarea lui S_1 a ultimului rang și, în consecință, la intrarea cealaltă a acestei porți S_1 nu poate fi adus impulsul de comandă corespunzător unei noi operații de adunare pînă nu s-a terminat celălalt impuls.

Timpul cel mai scurt ce trece din momentul cînd impulsul de transfer a apărut la o intrare a porții S_1 a ultimului rang și pînă în momentul cînd trigherul ultimului rang s-a stabilit în noua poziție este $t_{S1}+t\Delta_1+t_{ttr}+t_{str}$, care în conformitate cu (1) este mai mare ca t_{tc}, deci cînd s-a scurs timpul $t_{ad.\,max}$, calculat în conformitate cu (5), impulsul de transfer venit din linie la trigherul ultim (la S_1) a trecut deja prin poarta S_1 și se poate introduce un nou număr, dacă impulsul de sens invers de la sfîrșitul impulsului, ce vine din linie, nu contează. Aceasta depinde de construcția porții S_1.

Timpul după care se poate cerceta dacă avem depășirea capacității registrului este :

$$t_{ad.\,max}+t_P. \tag{7}$$

In relația de mai sus prin t_P am notat timpul de trecere a semnalului prin porțile care formează schema logică de depășire.

5. INCHEIERE

Lucrarea aduce contribuții prin schema nouă elaborată și prin analiza amănunțită a timpului necesar adunării și a ciclului registrului acumulator.

BIBLIOGRAFIE

1. P. P. Golovisticov, A. N. Zimarev, K. S. Nesluhovskii, *Arifmeticeskoe ustristovo i ustroistvo upraveenia BESM.* Moskva 1960, pag. 47.
2. M. A. Karțev, *Arifmeticeskie ustroistva elektronnîk țifrovîh mașin.* Moskva 1958, pag. 67.

НАКАПЛИВАЮЩИЙ СДВИГАТЕЛЬ С ПЕРЕНОСОМ ЧЕРЕЗ ВЕНТИЛИ

(РЕЗЮМЕ)

Предлагается новая схема накапливающего сдвигателя с переносом через вентили. Предложенная схема исключает трудности других схем в смысле необходимости повышенной точности установления времени некоторых импульсов. Приводятся необходимые выражения для определения времени запаздывания введенных с этой целью линий и для

расчета максимального времени сложения, из которого следуют и величины на которые необходимо подействовать с целью получения оптимального решения в смысле скорости. Кроме того анализируется продольжительность цикла накапливающего сдвигателя.

Работа ценна тем, что дает новую схему разработанную точным анализом времени необходимого для сложения и цикла накапливающего сдвигателя.

AKKUMULATORREGISTER MIT ÜBERTRAGUNG DURCH GATTER

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit bringt ein neues Schema für das Akkumulatorregister mit Übertragung durch Gatter. Das Schema beseitigt die Schwierigkeit, die in anderen Schemen erscheint, hinsichtlich der Notwendigkeit einer erhöhten Präzision in der zeitlichen Verteilung der Impulse. Es werden die Ausdrücke gezeigt, die notwendig sind zur Bestimmung der Verzögerungszeit, der für diesen Zweck eingeführten Linien. Die Ausdrücke für die Berechnung der Höchstadditionszeit werden gegeben; daraus ergeben sich die Grössen, auf denen eingewirkt werden muss, um eine optimale Lösung des Geschwindigkeitsproblems zu erlangen. Die Zyklusdauer des Akkumulatorregisters wird analysiert.

Die Arbeit stellt einen Beitrag dar durch das neu entworfene Schema und durch die eingehende Analyse der zur Addition notwendigen Zeit und des Akkumulatorregisterzyklusses.

CONTRIBUȚII LA PROIECTAREA ACȚIONĂRILOR ELECTRICE CU MOTOARE DE CURENT CONTINUU CU EXCITAȚIE IN SERIE

DE

E. SERACIN

1. INTRODUCERE

Pentru proiectarea unei acționări este necesar să se stabilească tipul și datele motorului electric ; dacă funcționarea cere mărirea masei în mișcare de rotație, atunci trebuie calculat și momentul de inerție al acesteia. Problema alegerii acestor date se pune în special dacă cuplul static rezistent M_s determinat de mașina de lucru, variază în timp.

Pînă recent, în literatura tehnică nu era dată o metodă care să permită alegerea soluției celei mai bune pentru acționare. La proiectare se admit datele acționării pe baza unor relații aproximative, calculul avînd doar scopul de a verifica dacă cu datele admise motorul nu este supraîncărcat. Pentru aceasta se calculează diagrama cuplului motor $M=f(t)$, care arată cum este încărcat în timp motorul electric. Diagrama $M=f(t)$ se calculează cu ecuația mișcării

$$M-M_s=\theta\frac{d\Omega}{dt} \tag{1}$$

unde θ este momentul total de inerție raportat la arborele motor al pieselor în mișcare și Ω viteza unghiulară a arborelui motor. Cunoscînd diagrama $M=f(t)$ se verifică motorul de acționare pe bază de încălzire sau suprasarcină. Această metodă, pe lîngă că este laborioasă și are caracter arbitrar, nu permite nici alegerea soluției corespunzătoare din totalitatea celor posibile.

În cadrul lucrărilor [1]—[4] se prezintă metode noi, prin care fără tatonări arbitrare se poate alege soluția corespunzătoare de acționare pentru motoare la care caracteristica mecanică poate fi aproximată ca liniară. În lucrarea de față, continuînd cercetările din lucrările amintite mai sus, autorul prezintă o metodă originală de proiectare pentru acționările electrice cu motoare de c.c. cu excitație în serie și sarcină variabilă în timp.

2. METODA DE PROIECTARE A ACȚIONĂRILOR CU MOTOARE DE C.C. CU EXCITAȚIE ÎN SERIE

2.1. Caracteristica mecanică $\Omega=f(M)$ a motorului de c.c. cu excitație în serie (fig. 1) are trei puncte caracteristice, legate de condițiile de alegere a motorului de acționare, cărora le corespund următoarele cupluri: a) cuplul minim $M_{min\,a}$, corespunzîndu-i viteza maximă admisibilă Ω_a; b) cuplul nominal M_N, care arată limita de încărcare d.p.d.v. al încălzirii; c) cuplul maxim $M_{max\,c}$, care arată limita admisibilă la suprasarcină de scurtă durată. Ne propunem ca infinitatea de soluții posibile pentru o diagramă $M_s=f(t)$ dată să o reducem la domenii finite de soluții, care să cuprindă valorile posibile pentru M_N, cuplul maxim M_{max} și viteza maximă Ω_{max}, la diferite valori ale lui θ și Ω_N și o anumită formă a caracteristicii mecanice normate $\Omega_r=f(M_r)$ corespunzînd unei anumite serii de motoare. Cu $\Omega_r=\Omega/\Omega_N$ și $M_r=M/M_N$ s-au notat valorile relative ale vitezei și cuplului.

Pentru a putea folosi rezultatele studiilor din lucrările [1]—[4], s-au stabilit caracteristici mecanice liniare fictive, în așa fel ca, la aceeași diagramă $M_s=f(t)$, curbele care reprezintă soluțiile pentru acționare corespunzînd acestor drepte să cuprindă domeniul de soluții posibile corespunzătoare caracteristicii mecanice reale. Aceste drepte, notate cu *1, 2, 3,* în fig. 1, se definesc chiar prin punctele *a, b, c,* după cum se arată în paragraful 2.3.

In [3], [4] se arată cum o diagramă $M_s=f(t)$ se poate înlocui cu o diagramă echivalentă în trepte. La o caracteristică mecanică liniară cuplul M variază exponențial:

$$M=M_s(1-e^{-\frac{t}{T}})+M_i e^{-\frac{t}{T}} \qquad (2)$$

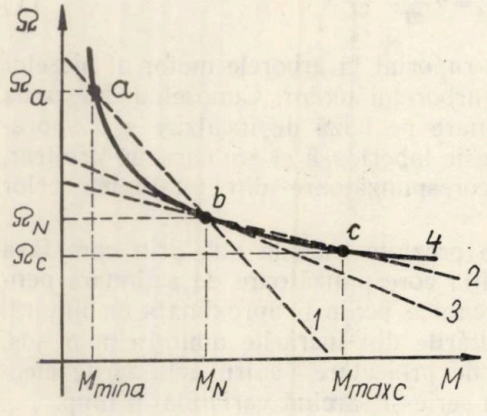


Fig. 1. Înlocuirea în calcule a caracteristicii *4* cu dreptele *1, 2* și *3.*

unde

$$T=\frac{\theta\Omega_0 s_N}{M_N} \tag{3}$$

este constanta electromecanică de timp iar Ω_0 viteza la $M=0$. Apărînd constanta T, se pot construi curbele M_e, M_N, $\lambda_{xe}=f(T)$, care reprezintă totalitatea soluțiilor pentru acționare corespunzînd dreptei considerate [1]; cu M_e s-a notat cuplul echivalent iar $\lambda_{xe}=M_{max}/M_e$.

2.2. Pentru a stabili cum se folosesc soluțiile corespunzînd caracteristicilor *1, 2* și *3*, reprezentate prin curbele M_e, M_N, $\lambda_{xe}=f(T)$, se fac observațiile ce urmează.

2.2.1. La același cuplu mediu, cu cît variația cuplului motor este mai pronunțată, cu atît valoarea cuplului echivalent va fi mai mare. Astfel, ca exemplu se arată că în cazul diagramei în trepte din fig. 2, dacă cuplul maxim scade cu ΔM_a iar cel minim crește cu ΔM_b în așa fel ca cuplul mediu să rămînă constant, avem inegalitatea: $M_{1e}>M_{2e}$, unde M_{1e} corespunde curbei $M_1=f(t)$ inițiale, iar $M_2=f(t)$ corespunde curbei $M_2=f(t)$ finale. Notînd $\tau=t_b/t_a$, se obține:

$$M_{1e}=\sqrt{\frac{M_a^2+\tau M_b^2}{1+\tau}}$$

și

$$M_{2e}=\sqrt{\frac{(M_a-\Delta M_a)^2+\tau(M_b+\Delta M_b)^2}{1+\tau}}=\sqrt{M_{1e}^2-\frac{\Delta M_a(2M_a-\Delta M_a)-\tau\Delta M_b(2M_b+\Delta M_b)}{1+\tau}}.$$

Inegalitatea $M_{1e}>M_{2e}$ este adevărată dacă

$$\Delta M_a(2M_a-\Delta M_a)>\tau\Delta M_b(2M_b+\Delta M_b). \tag{4}$$

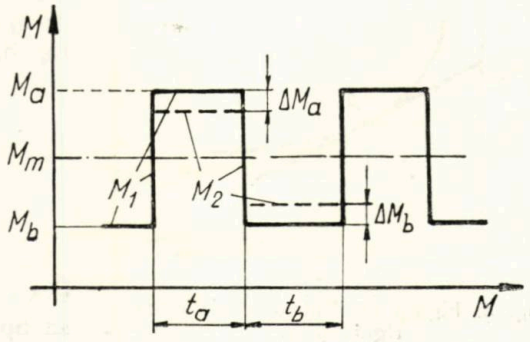


Fig. 2. Figură explicativă la valoarea relativă a cuplului echivalent

Deoarece cuplurile medii M_{1m} și M_{2m} sînt egale:

$$M_m = \frac{M_a + \tau M_b}{1+\tau} = \frac{M_a - \Delta M_a + \tau (M_b + \Delta M_b)}{1+\tau}$$

rezultă

$$\Delta M_a = \tau \Delta M_b. \tag{5}$$

Din (4) și (5) se obține:

$$2(M_a - M_b) > (1+\tau)\Delta M_b$$

sau ținînd seama de expresia cuplului mediu M_{m1}:

$$\Delta M_b < 2(M_m - M_b). \tag{6}$$

Relația (6) ne arată că $M_{1e} > M_{2e}$ pînă ce diagrama devine simetrică față de linia cuplului mediu. În cadrul lucrării de față nu se ajunge însă la această situație, deoarece limita teoretică către care poate tinde o diagramă a cuplului este chiar linia cuplului mediu și anume pentru $\theta \to \infty$.

2.2.2. In cazul motoarelor cu caracteristică $\Omega = f(M)$ liniară, s-a definit constanta T prin relația (3), care mai poate fi pusă sub forma:

$$T = \frac{\theta}{\beta} \tag{7}$$

unde

$$\beta = \frac{M_N}{\Omega_0 s_N}$$

este rigiditatea caracteristicii, adică înclinația ei. Se observă că la o acționare dată, produsul

$$T\beta = \theta = \text{const.} \tag{8}$$

Relația (8) este valabilă pentru orice formă de caracteristică și ajută să se dea o interpretare pentru T și β și la motorul cu caracteristică mecanică tip serie. La acest motor β este variabil și poate fi definit prin analogie cu expresia (3), folosind notațiile din fig. 3, astfel:

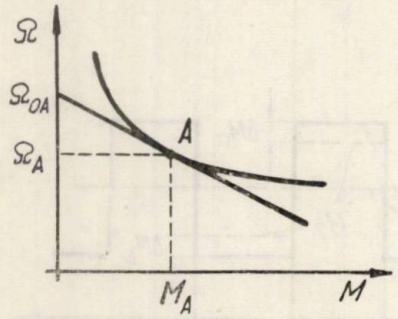


Fig. 3. Figură explicativă la definirea rigidității β.

$$\beta = \left|\frac{dM}{d\Omega}\right| = \frac{M_A}{\Omega_{0A} - \Omega_A} =$$

$$= \frac{M_A \Omega_{0A}}{(\Omega_{0A} - \Omega_A)\Omega_{0A}} = \frac{M_A}{s_A \Omega_{0A}}. \tag{9}$$

Dacă se urmărește ca în relația (9) să apară distinct Ω_A, deoarece are o

semnificație reală în comparație cu Ω_{0A}, care este o mărime de calcul, atunci (9) devine:

$$\beta = \frac{M_A}{\Omega_A\left(\frac{\Omega_{0A}}{\Omega_A} - 1\right)} = \frac{M_A}{\Omega_A \Delta\Omega_{rA}}. \qquad (10)$$

Dacă este dată caracteristica normată, în relația (10) apar necunoscute numai M_A și Ω_A, deoarece Ω_{0A}/Ω_A se poate determina.

Pentru caracteristica tip serie se definește din relația (8) și o mărime T, însă variabilă și anume invers cu rigiditatea β. Se propune pentru T denumirea de „factor electromecanic de timp".

Mărimile β și T au o importanță mare pentru orice formă de caracteristică, ele evidențiind capacitatea unei instalații industriale de a prelua șocurile de încărcare. Cu cît T este mai mare, respectiv β mai mic, cu atît porțiunea considerată din caracteristica mecanică preia mai bine șocurile de sarcină, în sensul de a aplatiza mai mult diagrama cuplului motor $M=f(t)$.

2.2.3. Toate deducțiile se referă la cuplu, deoarece aceasta este mărimea care apare direct în legătură dintre motor și mașina de lucru. Pentru încălzire se folosește însă la mașina serie metoda curentului echivalent. Autorul a demonstrat că aplicînd la acest motor metoda cuplului echivalent se obțin rezultate puțin acoperitoare în raport cu metoda curentului echivalent. Ideea de bază în această demonstrație este aceea că variația relativă a cuplului este mai pronunțată decît variația relativă a curentului; ca urmare, dacă cuplul echivalent se ia egal cu cel nominal, atunci curentul echivalent va fi mai mic decît cel nominal.

2.3. Pentru a arăta în ce mod se delimitează domeniul de soluții posibile la acționarea cu motor cu caracteristică $\Omega=f(M)$ de tip serie (v. paragraful 2.1), se vor analiza soluțiile corespunzătoare caracteristicilor de calcul *1*, *2* și *3* din fig. 1.

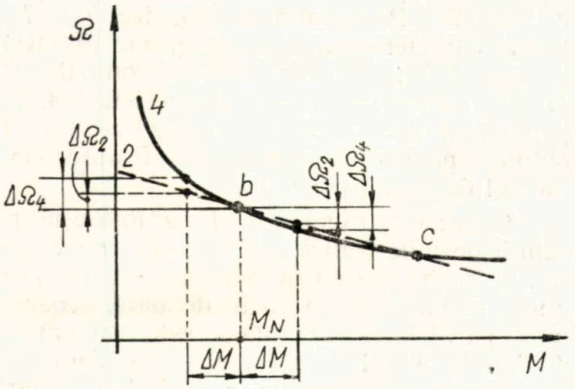


Fig. 4. Compararea rezultatelor corespunzătoare caracteristicilor *2* și *4*.

Caracteristica *2*. Se observă că în intervalul cuprins între *a* și *c* caracteristica *2* este în general mai rigidă ca și caracteristica serie *4*, deci în general este satisfăcută condiția $\beta_2 > \beta_4$ și ca urmare între factorii electromecanici de timp va exista legătura $T_2 < T_4$. Ca urmare, diagra-

ma cuplului $M=f(t)$ calculată în aceleași condiții însă cu ajutorul dreptei *2* va prezenta variații mai pronunțate ca și diagrama $M=f(t)$ obținută pe baza caracteristicii *4*. Această observație se poate demonstra și cu ajutorul figurii 4, considerînd că în primă aproximație oscilația încărcării motorului electric în timpul unui ciclu are loc în raport cu cuplul M_N, adică punctul *b*. Din figură rezultă clar că presupunînd aceeași variație a sarcinii ΔM, variația vitezei Ω este mai mare pe caracteristica *4* decît pe *2*, adică $\Delta\Omega_4 > \Delta\Omega_2$. Acest fapt determină o eficiență mai mare a masei în mișcare, în cazul caracteristicii *4*, deoarece la același θ dar la variații mărite ale lui Ω masa înmagazinează sau cedează cantități mai mari de energie pe caracteristica *4* decît pe *2* :

$$\Delta W_4 = \frac{1}{2}\theta\left[\pm\Omega_b^2 \mp (\Omega_b \mp \Delta\Omega_4)^2\right] \tag{11}$$

$$\Delta W_2 = \frac{1}{2}\theta\left[\pm\Omega_b^2 \mp (\Omega_b \mp \Delta\Omega_2)^2\right] \tag{12}$$

unde în domeniul $\Omega < \Omega_b$ se consideră semnele de sus iar în domeniul $\Omega > \Omega_b$ semnele de jos. Rezultă $\Delta W_4 > \Delta W_2$. Deci, la aceeași diagramă $M_s=f_s(t)$, variațiile cuplului în jurul punctului *b* vor fi în realitate mai mari pe caracteristica *2* decît pe *4* în intervalul *a—c*.

In consecință rezultă că cuplul motor maxim determinat pe baza caracteristicii *2* va fi mai mare decît cel determinat pe baza caracteristicii *4*, adică $M_{max2} > M_{max4}$. De asemenea, pe baza celor arătate în paragraful 2.2.1, cuplul echivalent obținut prin folosirea dreptei *2* este mai mare decît cel calculat prin folosirea caracteristicii *4*, adică $M_{e2} > M_{e4}$. Deci, rezultatele obținute pe baza caracteristicii *2* în ce privește M_e și M_{max} pot fi apreciate ca limite superioare pentru domeniul de soluții posibile.

Caracteristica *3*, tangentă în *b* la *4* (fig. 1). Prin raționamente asemănătoare cu cele din cazul caracteristicii *2* se ajunge la următoarele concluzii : în zona $\Omega > \Omega_b$ se obține $\beta_3 > \beta_4$, deci $T_3 < T_4$ și $\Delta W_4 > \Delta W_3$ iar în zona $\Omega < \Omega_b$ rezultă $\beta_3 < \beta_4$, deci $T_3 > T_4$ și $\Delta W_4 < \Delta W_3$. Rezultă că folosind caracteristica *3*, în diagrama $M=f(t)$ variațiile cuplului sînt mărite în zona $\Omega > \Omega_b$ și micșorate în zona $\Omega < \Omega_b$, în comparație cu diagrama $M=f(t)$ corespunzătoare caracteristicii *4*. Ținînd seama de cele arătate în paragraful 2.2.1, rezultă că $M_{e3} < M_{e4}$ și $M_{max3} < M_{max4}$. Deci, rezultatele obținute pentru M_e și M_{max} pot fi apreciate ca limite inferioare pentru domeniul de soluții posibile.

Caracteristica *1* se folosește pentru limitarea domeniului de soluții posibile pentru acționare din punct de vedere al vitezei maxime. Din fig. 5 se observă că în cea mai mare zonă și anume $M > M_d$, variația cuplului motor $M=f(t)$ va fi atenuată, deoarece $T_1 > T_4$. Punctul *d* este locul unde paralela de dreapta *1* este tangentă la caracteristica *4*. In punctul *d*, $T_1=T_4$. Astfel, în zona $M > M_d$ diagramele $M=f_1(t)$ și $M=f_4(t)$ corespunzătoare caracteristicilor *1* și *4* se depărtează, $M=f_1(t)$ prezentînd variații mai mici ca $M=f_4(t)$. In zona $M < M_d$, T_1 devine mai mic decît T_4, deci diagramele $M=f(t)$ tind din nou să se apropie. In zona $M < M_{min\,a}$

caracteristica *1* devine mult mai rigidă ca *4*, astfel că ajungînd în această zonă variația cuplului $M=f_1(t)$ devine pronunțat mai mare ca și $M=f_4(t)$. Rezultă că în general în intervalul b—a între cuplurile minime va fi legătura $M_{min1}>M_{min4}$, iar în zona $M<M_{min\,a}$, $M_{min\,1}<M_{min\,4}$; deci, cuplului $M_{min\,1}$ îi va corespunde pe caracteristica *4* o viteză $\Omega_{max}<\Omega_{max\,4}$ în primul caz și $\Omega_{max}>\Omega_{max\,4}$ în cazul al doilea, cînd $M<M_{min\,a}$, cu $\Omega_{max\,4}$ fiind notată viteza maximă reală, obținută din diagrama $M=f_4(t)$. Rezultă că valoarea vitezei Ω_{max} cea mai apropiată de realitate de pe caracteristica *1* are loc în jurul valorii Ω_a, adică tocmai valoarea care interesează să nu fie depășită la proiectare. Deci la proiectare este suficient să se pună doar condiția ca $M_{min\,1}>M_{min\,a}$.

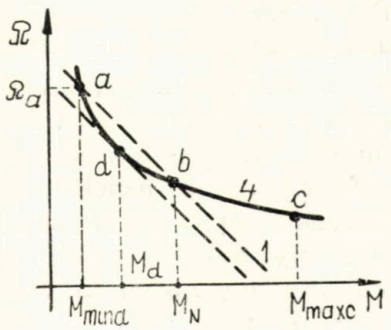


Fig. 5. Compararea rezultatelor corespunzătoare caracteristicilor *1* și *4*.

2.4. Mersul proiectării unei acționări cu motor de c.c. cu excitație în serie și încărcare variabilă în timp este arătat în continuare.

a) Diagrama $M_s=f(t)$ este dată. Se calculează diagrama echivalentă în trepte [3], [4].

b) Se calculează cuplul static echivalent și cuplul static mediu:

$$M_{se}=\sqrt{\frac{1}{t_c}\int_0^{t_c}M_s^2dt} \tag{13}$$

și

$$M_{sm}=\frac{1}{t_c}\int_0^{t_c}M_s dt \tag{14}$$

t_c fiind durata unui ciclu. Dacă M_{se} și M_{sm} au valori apropiate calculul nu se continuă, motorul alegîndu-se pe baza acestor valori.

c) Se calculează pentru diferite valori T curbele $M=f(t)$. Din acestea se calculează și se reprezintă curbele $M_e=f_e(T)$, $\lambda_{xe}=f_x(T)$ și $M_N=f_N(T)$ ca și în cazul metodei din [1], cu observația că în cazul motorului de c.c. serie valoarea λ_{xe} peste care motorul se alege pe baza cuplului maxim este mai mare, de exemplu 2 pînă la 3. Se mai reprezintă $\lambda_{min}=M_{min}/M_N=f_m(T)$.

d) Pe baza relațiilor (7) și (10), T poate fi scris pentru orice dreaptă care trece prin punctul nominal sub forma:

$$T=\frac{\theta\Omega_N}{M_N}\left(\frac{\Omega_0}{\Omega_N}-1\right)=\theta\Omega_N\frac{\Delta\Omega_{rN}}{M_N}. \tag{15}$$

Din caracteristica normată a seriei de motoare din care se alege motorul de acționare se determină $\Delta\Omega_{rN\,1,2,3}$ pentru dreptele *1, 2* și *3* din fig. 1.

e) Din curbele M_e, λ_{xe}, M_N, $\lambda_{min}=f(T)$ pentru un anumit T corespunde un M_N, iar pentru $\Delta\Omega_{rN1}$, $\Delta\Omega_{rN2}$ și $\Omega\Delta_{rN3}$ cîte o valoare $\theta\Omega_N$. Se trasează curbele $M_N=f_2(\theta\Omega_N)$, $M_N=f_3(\theta\Omega_N)$, $\lambda_{xe}=\varphi_2(\theta\Omega_N)$ $\lambda_{xe}=\varphi_3(\theta\Omega_N)$ și $\lambda_{min}=\Phi_1(\theta\Omega_N)$, unde indicii 1, 2 și 3 arată cărora din caracteristici le corespund funcțiile. Domeniul de soluții posibile este cuprins între cele două curbe M_N, respectiv cele 2 curbe λ_{xe} și limitat superior la valoarea $\theta\Omega_N$ pentru care M_N și λ_{xe} nu mai variază sensibil și limitat inferior la valoarea $\theta\Omega_N$ corespunzătoare acelui λ_{min} pentru care se obține din caracteristica normată valoarea relativă maximă a vitezei. Din domeniul astfel definit se poate alege soluția finală pe bază de criterii tehnico-economice.

f) Dacă este necesară o verificare minuțioasă a parametrilor aleși pentru acționare se poate construi cu datele cunoscute ale motorului și volantului diagrama exactă $M=f(t)$ și pe baza acesteia diagrama $i=f(t)$, din care se calculează curentul echivalent i_e, curentul maxim i_{max} și viteza maximă Ω_{max}, care se compară cu i_N, respectiv cu valorile maxime admisibile ale vitezei Ω și curentului.

3. EXEMPLU DE CALCUL

Se dă diagrama de sarcină echivalentă în trepte $M_s=f(t)$ (fig. 6) pentru o presă mecanică. Acționarea se face cu motor de c.c. cu excitație în serie, fixîndu-se ca limite (fig. 1) $\Omega_a/\Omega_N=1{,}6$ și $M_{max\,e}/M_N=2$. Se dau caracteristicile normate din fig. 7.

Se calculează $M_{se}=65{,}5$ Nm și $M_{sm}=36{,}2$ Nm ; valorile fiind depărtate, calculul se continuă conform paragrafului 2.4.

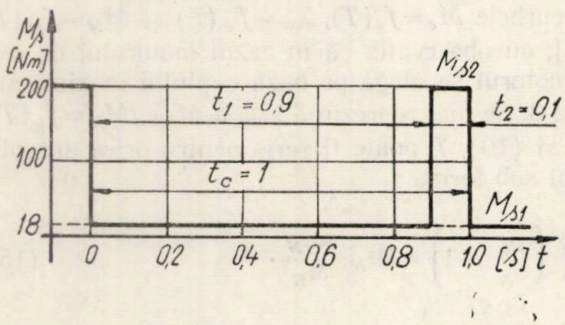


Fig. 6. Diagrama echivalentă $M_s=f(t)$ a unei prese.

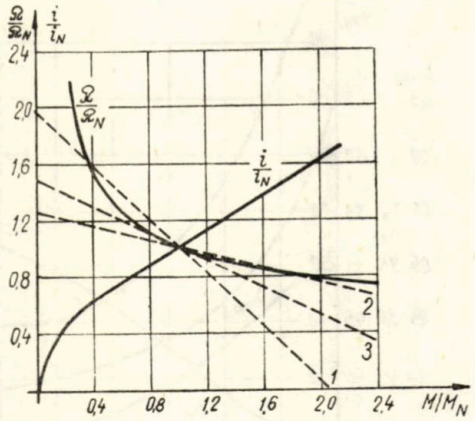


Fig. 7. Caracteristicile normate și de calcul ale unui motor serie

Se calculează curbele din fig. 8 cu ajutorul ecuațiilor

$$M_e = \sqrt{\frac{1}{t_c}\left[M_{s1}^2 t_1 + M_{s2}^2 t_2 - (M_{s2} - M_{s1})^2 \, T \left(1 - e^{-\frac{t_1}{T}}\right)\left(1 - e^{-\frac{t_2}{T}}\right)\left(1 - e^{-\frac{1}{T}}\right)^{-1}\right]} \tag{16}$$

$$M_{max} = \frac{M_{s2}\left(1 - e^{-\frac{t_2}{T}}\right) + M_{s1}\left(1 - e^{-\frac{t_1}{T}}\right) e^{-\frac{t_2}{T}}}{1 - e^{-\frac{1}{T}}}, \tag{17}$$

deduse [4] pe baza relației (2) și a relației (18), scrisă mai jos:

$$M_e = \sqrt{\frac{1}{t_c}\int_0^{t_c} M^2 dt}. \tag{18}$$

In zona $\lambda_{xe} < 2$ cuplul nominal este $M_N = M_e$, motorul alegîndu-se pe bază de încălzire, iar în zona $\lambda_{xe} > 2$ cuplul nominal este $M_N = M_{max}/2$, motorul alegîndu-se pe bază de suprasarcină. Pe baza curbelor din fig. 8 se obțin simplu curbele din fig. 9, care delimitează domeniul de soluții posibile. Din fig. 7 se obține corespunzător lui $\Omega_a/\Omega_N = 1{,}6$, $\lambda_{min\,a} = 0{,}38$, căruia în curba $\lambda_{min\,1}$ din fig. 9 îi corespunde limita inferioară $\theta\Omega_N = 9$.

Soluția finală se alege din acest domeniu. Spre exemplu, observînd că M_N scade mult în zona $\theta\Omega_N < 30$, M_N se ia din domeniul $\theta\Omega_N > 30$. Pentru a alege motorul pe bază de încălzire, trebuie ca λ_{xe} să fie $\lambda_{xe} \leqslant 2$. Cu $\lambda_{xe} = 2$, rezultă pe curbele medii punctele A_1 și A_2, deci $M_N = 42$ Nm și $\theta\Omega_N = 33$ kgm²rad/s. Transmisia existentă impune $\Omega_N = 97{,}3$ rad/s. Rezultă $P_N = 4{,}08$ kW. Rotunjind la $P_N = 4$ kW, rezultă $M_N = 41$ Nm și $\theta\Omega_N = 35$ kgm²rad/s deci momentul de inerție total, inclusiv al volantului, va fi $\theta = 0{,}36$ kgm².

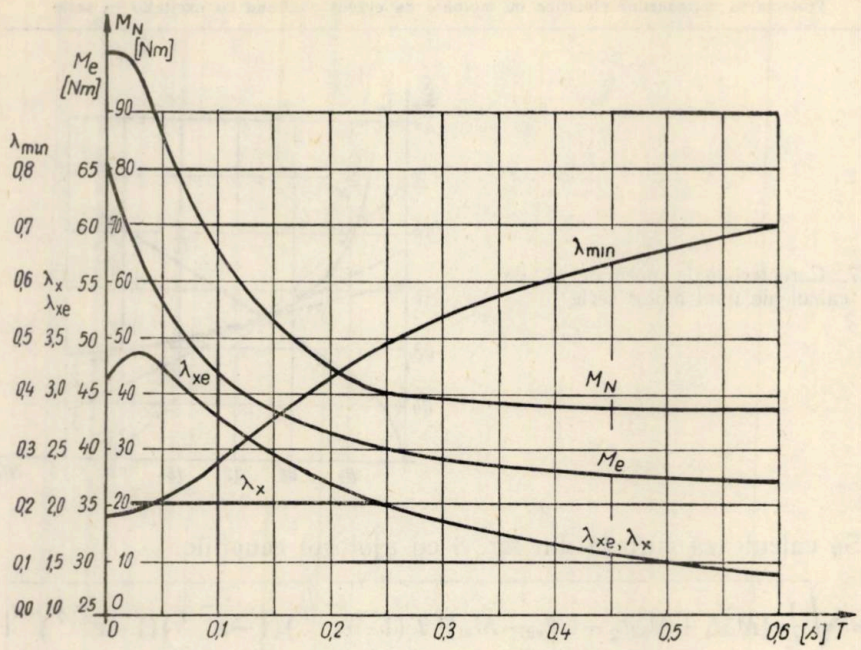


Fig. 8. Curbele M_e, M_N, λ_{xe}, λ_x, $\lambda_{min} = f(T)$.

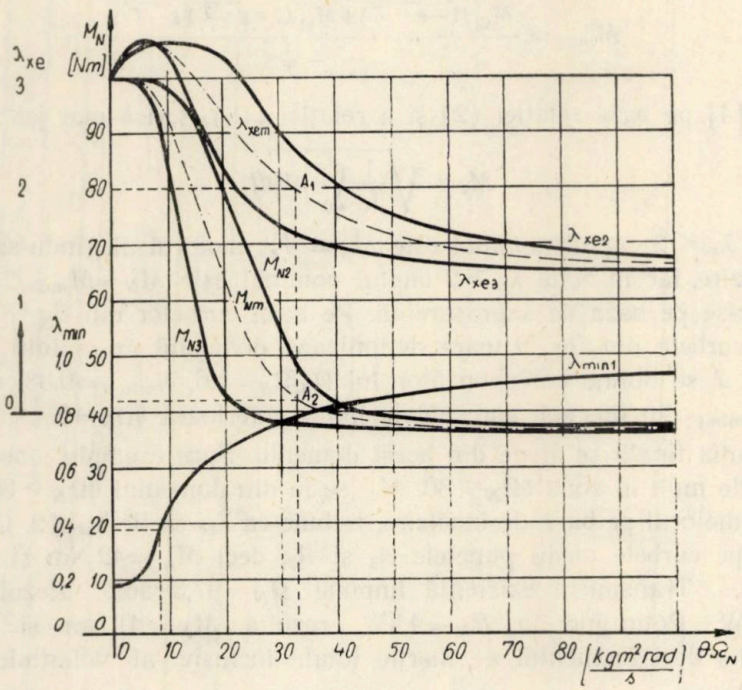


Fig. 9. Domeniul de soluții posibile pentru alegerea motorului.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Brașovan, Beitrag zur Berechnung der Stossantriebe mit Schwungmassen, E und M 82, nr. 9, 1965, p. 442—446.
2. E. Seracin, O metodă nouă pentru calculul acționărilor electrice cu mecanism bielă-manivelă, Electrotehnica 14, nr. 6, 1966, p. 212—216.
3. M. Brașovan, E. Seracin, *Metode noi de proiectare a acționărilor electrice*, Editura Academiei RSR, București, 1968.
4. E. Seracin, Beitrag zur Berechnung elektrischer Antriebe mit zeitveränderlicher Belastung, Elektrie, nr. 5, 1968.

К ПРОЕКТИРОВАНИЮ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПРИВОДОВ С ДВИГАТЕЛЯМИ ПОСТОЯННОГО ТОКА С ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНЫМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ

(РЕЗЮМЕ)

В работе изучается новый метод проектирования электрических приводов с двигателями постоянного тока с последовательным возбуждением и изменяющейся во времени нагрузкой. Метод основывается на замене диаграмм действительных нагрузок эквивалентными ступенчатыми диаграмами, после чего определяется ограниченная область возможных решений. По сравнению с используемыми сейчас методами, новый метод позволяет быстро выбрать необходимые данные для привода, без пробных расчетов.

BEITRAG ZUR BERECHNUNG ELEKTRISCHER ANTRIEBE MIT GLEICHSTROMREIHENSCHLUSSMOTOREN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die vorliegende Arbeit bringt eine neue Berechnungsmethode der elektrischen Antriebe mit Gleichstromreihenschlussmotoren und zeitveränderlicher Belastung. Die Methode beruht auf der Ersetzung der reellen Belastungsschaulinien durch gleichwertige Treppenschaulinien. Nachdem wird ein enger Bereich der möglichen Lösungen festgelegt. Im Vergleich mit den üblichen Methoden, erlaubt das neue Verfahren eine Berechnung mit geringem Aufwand und ein sicheres Wählen der Antriebsdaten ohne Versuche.

DETERMINAREA REACTANȚELOR DE DISPERSIE LA MOTORUL DE INDUCȚIE TRIFAZAT CU INELE

DE

I. ȘORA, HORTENSIA RUSU

1. PROBLEME GENERALE PRIVIND DETERMINAREA PE CALE EXPERIMENTALA A REACTANȚELOR DE DISPERSIE LA MOTORUL DE INDUCȚIE TRIFAZAT

Studiul motorului de inducție în diferitele regimuri de funcționare impune cunoașterea și a reactanților de dispersie a înfășurărilor statorice și rotorice în funcție de curenții care parcurg înfășurările respective deoarece în funcționarea motorului pot apare variații ale curenților.

În lucrare, la analiza proceselor electromagnetice s-a avut în vedere numai armonica fundamentală a cîmpului.

a) Ținînd seamă de schema echivalentă pe fază a motorului de inducție, fig. 1, s-au construit diagramele fazoriale pentru proba de mers în gol și scurtcircuit, fig. 2 și fig. 3.

Alimentînd motorul de inducție cu rotorul bobinat și avînd rotorul blocat, succesiv pe partea statorică 1 respectiv rotorică 2, înfășurarea nealimentată fiind totdeauna deschisă, se poate obține o relație între reactanța de dispersie $X_{i\sigma}$ și cea utilă X_{iu} a înfășurării alimentate sub forma

$$X_{iu}\sin^2(\varphi_{i0}+\beta_i)+X_{i\sigma}=\frac{U_i}{I_{i0}}\sin\varphi_{i0}. \qquad i=1,2 \tag{1}$$

La motorul de inducție cu rotorul bobinat, față de cel cu rotorul în colivie apare avantajul că în relația (1) se poate determina reactanța X_{iu}, unghiul φ_{i0} și β_i pe baza măsurătorilor experimentale. La evaluarea reac-

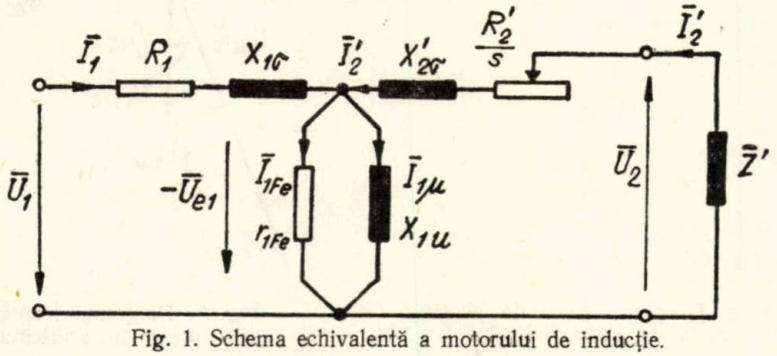


Fig. 1. Schema echivalentă a motorului de inducție.

tanței utile X_{1u} este necesară cunoașterea mărimilor care intervin în expresia

$$X_{1u} = \frac{U_{e1}}{I_{1\mu}} = \frac{U_{e1}}{I_{10}\sin(\varphi_{10}+\beta_1)}. \tag{2}$$

În relația (2) determinarea tensiunii electromotoare U_{e1} necesită măsurarea tensiunii electromotoare U_{e2} și a raportului de transformare al motorului. Cu ajutorul valorii reactanței X_{1u}, din relația (1) se obține valoarea reactanței de dispersie $X_{1\sigma}$.

La motorul de inducție cu rotorul în colivie pe baza probei de mers în gol nu se poate calcula reactanța utilă X_{1u} și ca urmare cu simplificarea $\sin^2(\varphi_{10}+\beta_1)=1$, rezultă pentru relația (1), expresia

$$X_{1u}+X_{1\sigma} = \frac{U_1}{I_{10}}\sin\varphi_{10}. \tag{3}$$

Pentru proba în scurtcircuit a motorului de inducție se construiește diafragma fazorială din fig. 3, de unde se deduce relația

$$I_{1sc}X_{1\sigma}+I'_{2sc}X'_{2\sigma}\cos(\varphi_{1sc}-\varphi_{2sc})+ \\ +I'_{2sc}R'_2\sin(\varphi_{1sc}-\varphi_{2sc}) = U_1\sin\varphi_{1sc}. \tag{4}$$

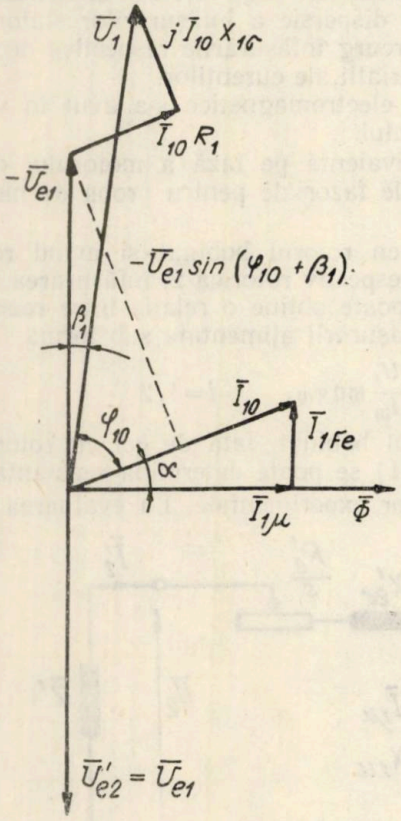


Fig. 2. Diagrama fazorială pentru proba de mers în gol.

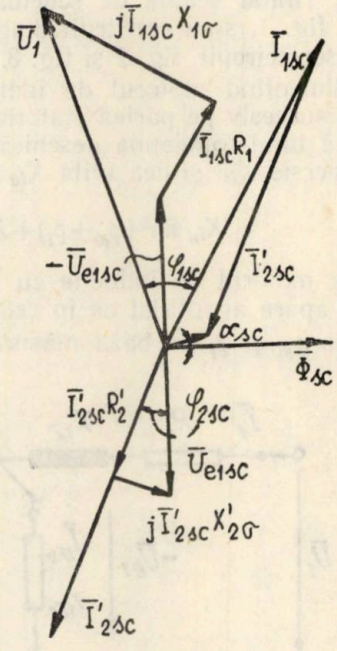


Fig. 3. Diagrama fazorială pentru proba în scurtcircuit.

La motorul de inducție cu rotorul bobinat se pot determina experimental toate valorile mărimilor din relația (4) cu excepția valorii unghiului φ_{2sc}. Făcînd uz de simplificări cunoscute [2], din relația (4), se obține expresia

$$X_{1\sigma}+X'_{2\sigma}=\frac{U_1}{I_{1sc}}\sin\varphi_{1sc}. \tag{5}$$

Rezultă că pe baza probelor de mers în gol și scurtcircuit nu se pot determina reactanțele de dispersie a înfășurărilor motorului cu inele sub forma $X_{1\sigma}=f_1(I_1)$, $X_{2\sigma}=f_2(I_2)$ și pentru curenți mari, dar cu aproximație din relația (5) rezultă suma $X_{1\sigma}+X'_{2\sigma}=f(I_1)$.

b) Metoda coeficientului dispersiei totale σ. La motorul de inducție cu rotorul în scurtcircuit, avînd înfășurarea statorică în conexiune stea se poate determina coeficientul dispersiei totale, alimentînd monofazat două faze legate în serie, rotorul mașinii fiind antrenat la viteza unghiulară sincronă Ω_1. Neglijînd rezistența înfășurării statorice R_1 și rotorice R_2 se obține pentru coeficientul dispersiei totale expresia

$$\frac{1+\sigma}{1-\sigma}=\frac{U_{AB}}{\sqrt{3}\,U_{eC}} \tag{6}$$

unde :

U_{AB} este tensiunea la alimentarea monofazată a fazelor A și B legate în serie ;

U_{eC} — tensiunea electromotoare măsurată pe faza C.

Ținînd seamă de expresia lui σ [3],

$$\sigma=1-\frac{X_{1u}^2}{(X_{1\sigma}+X_{1u})(X_{2\sigma}+X_{2u})}$$

rezultă că dacă se cunoaște printr-o altă metodă coeficientul de dispersie a unei înfășurări σ_1 sau σ_2, atunci se poate face o separare a valorii acestora.

c) Determinarea reactanților de dispersie se poate face folosind montajul din fig. 4 [7]. Se alimentează motorul pe faza A, rotorul fiind în scurtcircuit și antrenat la viteza sincronă. Se determină tensiunea electromotoare rezultată în fazele B și C ca mărime și fază și se construiește diagrama fazorială. Considerînd $\sigma_1=\sigma_2=\frac{\sigma}{2}$ neglijînd valoarea rezistențelor rotorice și prezența armonicilor se obține relația

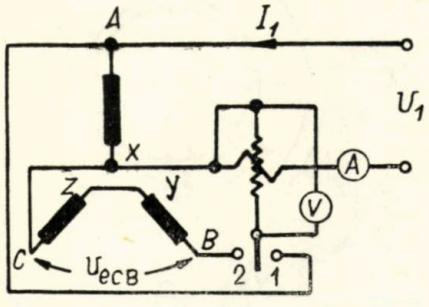


Fig. 4. Schema de montaj pentru determinarea reactanțelor de dispersie la motorul de inducție în colivie.

$$X_{1\sigma}=\frac{\sqrt{3}}{I_1}\cdot\frac{U_1\sqrt{3}\sin\varphi_1-U_{eCB}\cos\gamma}{3+2\cos^2\gamma} \tag{7}$$

unde :

φ_1 este unghiul dintre tensiunea U_1 şi curentul I_1 ;
γ — unghiul dintre tensiunea U_{eCB} şi curentul I_1.

d) Determinarea reactanţei rotorice de dispersie, la motorul de inducţie cu rotorul în scurtcircuit, se face aplicînd o metodă bazată pe frînarea în cîmp excitat de curent continuu. Fluxul staţionar este egal ca mărime cu fluxul rotitor al motorului, simulîndu-se în acest fel funcţionarea reală [9]. Metoda necesită măsurarea puterii absorbite de rotor şi cunoaşterea curbei repartiţiei fluxului în întrefier. Determinarea repartiţiei fluxului în întrefier, în vederea cunoaşterii tensiunii induse în rotor, se face cu ajutorul unor bobine auxiliare aşezate în ancoşele motorului.

2. METODA PROPUSĂ

În literatură [8] se prezintă pentru transformatoare, determinarea reactanţelor de dispersie prin punerea în opoziţie a două cîmpuri magnetice alternative. La motorul de inducţie cu rotorul bobinat se propune determinarea reactanţelor de dispersie a înfăşurărilor realizînd anularea cîmpului magnetic util prin punerea în opoziţie a două cîmpuri magnetice învîrtitoare.

Pentru motorul de inducţie, în fig. 5, se redau unele elemente de referinţă. Notaţiile folosite au următoarea semnificaţie şi se referă la un moment oarecare t : λ_1 este unghiul dintre axa unui pol nord a cîmpului circular statoric cu axa de referinţă, λ_2 — unghiul dintre axa înfăşurării rotorice omoloage polului nord considerat şi axa de referinţă, ϑ — coordonata unui punct oarecare P, de la periferia rotorului, măsurată de la axa înfăşurării rotorice considerate.

Notînd cu Ω_1, Ω_2 viteza unghiulară a cîmpului magnetic circular statoric respectiv viteza unghiulară a rotorului, pentru unghiurile λ_1 şi λ_2 se pot scrie relaţiile

$$\begin{aligned} \lambda_1 &= \Omega_1 t + \lambda_{10} \\ \lambda_2 &= \Omega_2 t + \lambda_{20} \end{aligned} \tag{8}$$

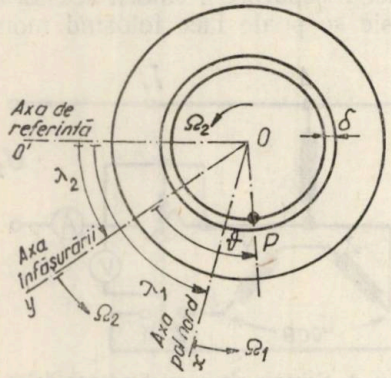


Fig. 5. Axele cîmpurilor magnetice circulare la motorul de inducţie.

unde λ_{10}, λ_{20} sînt unghiurile faţă de axa de referinţă la momentul $t=0$.

La motorul de inducţie trifazat în regim normal de funcţionare cele trei înfăşurări statorice parcurse de curenţi trifazaţi, produc un cîmp magnetic circular $B_1(\vartheta, t)$ a cărui valoare la momentul t, în punctul P, pentru situaţia în care la $t=0$, $\lambda_{10}=\lambda_{20}=0$, este

$$B_1(\vartheta, t) = \frac{2}{3} B_{1m} \cos [p\vartheta - p(\Omega_1 - \Omega_2)t]. \tag{9}$$

În mod analog cele trei înfășurări rotorice creiază un cîmp magnetic circular rotoric

$$B_2(\vartheta, t) = \frac{3}{2} B_{2m} \cos\left[p\vartheta - p(\Omega_2 - \Omega_2)\, t + \frac{\pi}{2} + \varphi_2\right] \qquad (10)$$

În relațiile (9) și (10) amplitudinea maximă a cîmpului alternativ corespunde expresiei

$$B_{im} = \frac{2\sqrt{2}\,\mu_0 N_i k_{Bi} I_i}{\pi p \delta} \qquad i = 1, 2 \qquad (11)$$

unde :

N_i este numărul de spire pe fază a înfășurării ;
k_{Bi} — factorul de bobinaj al înfășurării ;
I_i — curentul de fază ;
δ — întrefierul ;
p — numărul perechilor de poli ;
$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{\mathrm{H}}{\mathrm{m}}$ — permeabilitatea magnetică.

Cele două cîmpuri magnetice circulare se compun într-un cîmp magnetic circular util $B_u(\vartheta, t)$ obținîndu-se relația

$$B_u(\vartheta, t) = B_1(\vartheta, t) + B_2(\vartheta, t). \qquad (12)$$

Cîmpul magnetic circular rezultant se poate considera ca fiind produs de un sistem trifazat de curenți $I_{1\mu}$ care ar parcurge înfășurările statorului.

Pentru amplitudinile celor trei cîmpuri magnetice învîrtitoare considerînd diagrama de fazori se poate scrie

$$\overline{B}_{um} = \overline{B}_{1m} + \overline{B}_{2m}. \qquad (13)$$

Din relațiile (11) și (13) se obține

$$\overline{I}_1 N_1 k_{B1} + \overline{I}_2 N_2 k_{B2} = \overline{I}_{1\mu} N_1 k_{B1}. \qquad (14)$$

La metoda de opoziție propusă, motorul analizat cu rotorul blocat, se alimentează trifazat simultan pe partea statorică și rotorică folosindu-se surse de aceeași frecvență. Principiul metodei se bazează pe punerea în opoziție a cîmpului magnetic circular statoric cu cel rotoric, în vederea anulării cîmpului magnetic util.

În această situație schema echivalentă a motorului de inducție din fig. 1 se reduce la două circuite independente, fig. 6.

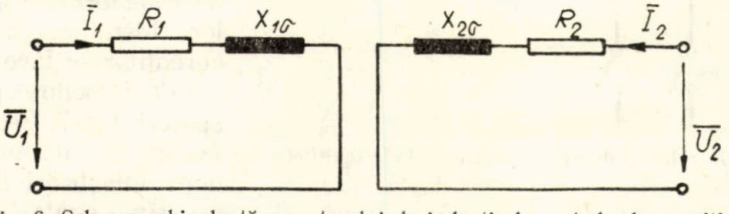


Fig. 6. Schema echivalentă a motorului de inducție la metoda de opoziție.

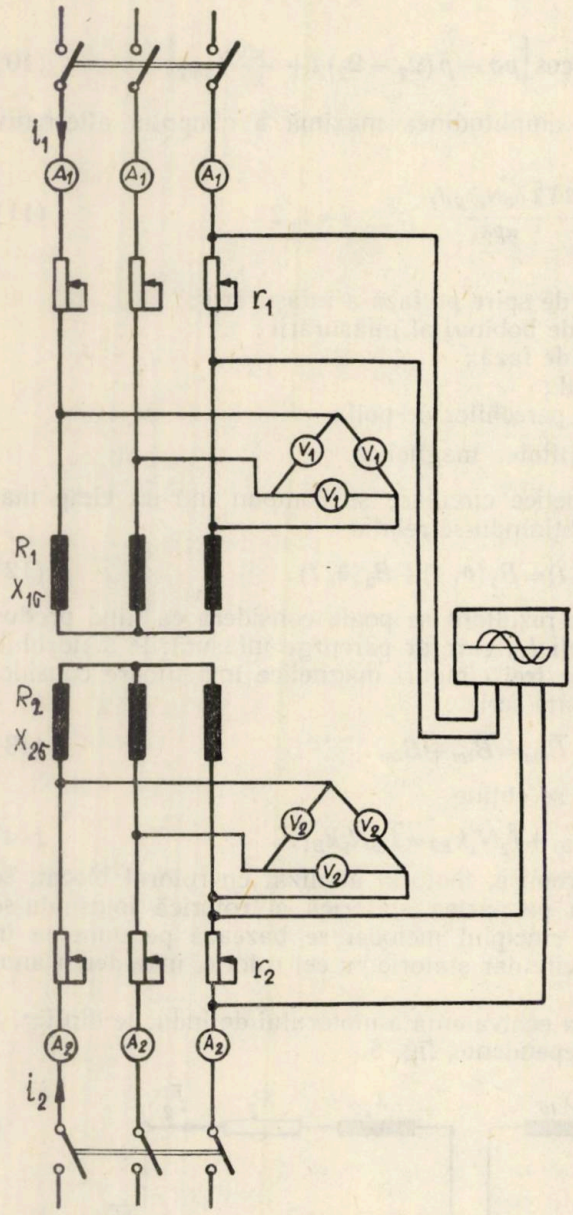


Fig. 7. Schema de motaj pentru metoda opoziţei.

Opoziţia celor două cîmpuri magnetice circulare necesită opoziţia tensiunilor magnetomotoare pe fazele omoloage după cum reise din relaţia (14). În acest scop trebuie în prealabil să se fixeze rotorul, astfel ca axele înfăşurărilor omoloage stator-rotor să fie suprapuse, iar valorile curenţilor să satisfacă relaţia

$$\bar{I}_1 N_1 k_{B1} + \bar{I}_2 N_2 k_{B2} = 0. \quad (15)$$

Relaţia (15) presupune pe de o parte egalitatea valorică a curenţilor $I_1 = \frac{N_2 k_{B2}}{N_1 \cdot k_{B1}} I_2 = I_2'$, iar pe de altă parte existenţa unui defazaj de 180 grade electrice între aceştia.

Pe baza schemei echivalente din fig. 6 şi a relaţiei (15) pentru calculul reactanţelor de dispersie ale celor două înfăşurări $X_{i\sigma} = f_i(I_i)$ se aplică relaţia

$$X_{i\sigma} = \sqrt{\left(\frac{U_i}{I_i}\right)^2 - R_i^2} \quad i = 1, 2 \quad (16)$$

În cazul metodei propuse se pot stabili valorile I_1 şi I_2 cunoscînd raportul de transformare al curenţilor. Identificarea opoziţiei curenţilor se face cu ajutorul unui osciloscop cu două spoturi, fig. 7. Deoarece impedanţele circuitelor celor două înfăşurări în general nu sînt egale, realizarea

opoziției necesită alimentarea unei înfășurări de la un regulator de inducție și fază. Anularea cîmpului magnetic circular util poate fi pusă în evidență cu ajutorul unei bobine plasate în întrefierul motorului.

3. REZULTATE EXPERIMENTALE

Încercările experimentale s-au efectuat asupra unui motor de inducție cu rotorul bobinat de 3 kW, 380 V, Y, 1 000 rot/min, avînd raportul de transformare $k = \frac{N_1 \cdot k_{B1}}{N_2 \cdot k_{B2}} = 6{,}09$. S-au efectuat măsurători prin diferite metode. Sursa de energie de care s-a dispus pentru alimentarea prin opoziție a fost de mică putere, ceea ce nu a permis efectuarea lucrării la curenți corespunzători.

Rezultatele experimentale se redau recapitulativ sub forma

Metoda folosită	$X_{1\sigma}$ [Ω]	$X'_{2\sigma}$ [Ω]	$X_{1\sigma} + X'_{2\sigma}$ [Ω]
Calculul analitic	2,19	2,11	4,30
Proba în scurtcircuit	—	—	5,86
Metoda Schanz	2,30	—	4,60
Metoda propusă	2,31	2,20	4,51

Rezultatele experimentale s-au obținut pentru un curent I_1 egal cu 25% din curentul nominal.

Valorile obținute prin metoda propusă sînt comparabile cu cele obținute prin metoda Schanz sub aspectul sumei reactanțelor. Rezultatul probei în scurtcircuit este în mod justificat mai mare datorită principiului metodei.

CONCLUZII

Metoda propusă, aplicabilă la motorul cu rotorul bobinat, dă posibilitatea determinării reactanțelor de dispersie în funcție de curenții care parcurg înfășurările respective.

BIBLIOGRAFIE

1. Braşovan M., *Acționări electromecanice*, EDPB, 1967.
2. Dordea T., Mașini electrice, manuscris IPT, 1967.
3. Richter R., *Mașini electrice*, trad. l. germ., vol. IV, ET, 1960.
4. Kacser F., Das Anzugsmoment und die Streuung von Einphasenmotoren mit Hilfsphase., E u M, Bd. 49, 1931, p. 593.

5. Laible Th., Beitrag zur Untersuchung der Drehstrommotoren mit Kurzschlussläufer., E u M., Bd. 50, 1932, p. 677.
6. Voigt H., Die Ermittlung der Gleichstromstreuung von Stromverdrängungsmotoren, E u M., Bd. 52, 1934, p. 573.
7. Schanz A., Zur Ermittlung der Streublindwiderstände des Standers von Induktionsmotoren, AfE. Bd. 30, 1936, p. 232.
8. Şora C., Determinarea experimentală a inductivităţilor de scăpări folosind o metodă de opoziţie, Electrotehnica, 1953, 6, p. 17.
9. Deshpande B. E., Subrahmanyan T. R., A New Method of Determining Rotor Leakag Reactance and Resistance of a treephase Induction Motor, Proc. IEE part. A, vol. 106, 1959, nr. 25 p. 46.
10. Danilevici Ia. B., Dombrovskii V. V., Kazovskii E. Ia., *Parametrî electriceskih maşin peremenovo toka,* Izdatelstvo, „Nauka", Moskva—Leningrad, 1965.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕАКТАНСА РАССЕЯНИЯ ТРЕХФАЗНОГО ИНДУКЦИОННОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ С КОЛЬЦАМИ

(РЕЗЮМЕ)

Аналитическое определение реактанса рассеяния индукционного электродвигателя дает ошибки из за принимаемых упрощающих гипотез и поэтому в некоторых случаях имеют предпочтение экспериментальные методы.

В работе анализируются некоыорые эксперименмальные методы извесыные из ливературы по специальности и предлагается новая схема индукционного электродвигателя с кольцами, используя метод опозиции для определения вышеуказанных величин.

DIE STREUREAKTANZENBESTIMMUNG BEIM DREHSTROMSCHLEIFRINGINDUKTIONSMOTOR

(ZUSAMMENFASSUNG)

Da die analytische Bestimmung der Streureaktanzen beim Induktionsmotor wegen der zugelassenen vereinfachenden Hypothesen ungenau ist, werden die experimentellen Methoden vorgezogen.

In der Arbeit werden einige, aus der Literatur bekannte experimentelle Methoden analysiert und für den Schleifringinduktionsmotor eine neue Methode zur Streureaktanzenbestimmung, auf die Gegenstellung von Drehfeldern bezogen, angegeben.

SERVOMOTORUL FEROREZONANT IN REGIMUL DE COMANDĂ CVASILINIAR (*)

DE

D. TEODORESCU

In lucrările [1], [2], [3], autorul a expus principiul de funcționare și a analizat un servomotor-amplificativ cu poli ecranați. Acest element de execuție conduce la simplificări mari în diferite sisteme automate industriale (sisteme de reglare a temperaturii, nivelului, debitului, turației etc.), eliminînd din aceste sisteme amplificatorii, convertorul c. c—c. a și celulele de alimentare ale acestora. Sistemele automate cu servomotor amplificator sînt totodată lipsite de relee și de orice alte elemente cu contacte mobile (potențiometri, colectoare, etc.), ceea ce ridică mult siguranța lor în funcționare.

In lucrarea de față se analizează regimul de comandă cvasiliniar al unui nou element de execuție amplificator și anume servomotorul ferorezonant. Acesta reprezintă un progres față de servomotorul amplificator cu poli ecranați prin faptul că :

— este constructiv mult mai simplu și mai ieftin decît servomotorul cu poli, ecranați ;

— are dimensiuni și greutate mai mici la putere utilă egală.

O secțiune printr-un servomotor ferorezonant bipolar este redată în fig. 1. Se observă că servomotorul are pentru fiecare pol de comandă *1* cîte o bobină polară *2*. Pe coloanele polilor se află bobinele de comandă principale *3* și bobinele de comandă auxiliare *4*. Polii sînt fixați în jugul statoric prin penele *5*. Rotorul *6* este de tipul cu colivie. Bobinele polare *2* ale polilor diametrali sînt conec-

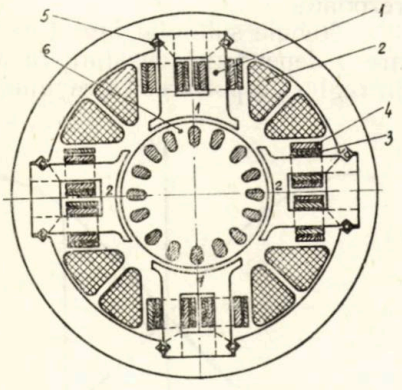


Fig. 1. Secțiune prin servomotorul ferorezonant.

*) Rezultatele comunicate la Sesiunea „Calculatoare electronice și Automatică" de le I.P.T. la data de 26 mai 1967.

tate în serie cu două condensatoare și formează cu acestea două circuite ferorezonante identice. Dacă curentul prin bobinele de comandă principale *3* este egal pentru ambele perechi de poli diametrali, fluxurile polilor sînt în fază și componența de secvență directă a cîmpului este egală cu componența de secvență înscrisă. Cuplul de pornire al mașinii este nul. Dacă însă curentul de comandă principală la una din perechile de poli (de ex. *1—1*) este diferit de curentul celeilalte perechi de poli (*2—2*) defazajul curenților polari față de tensiunea de alimentare a celor două circuite ferorezonante va fi diferit ca urmare a stării de saturație inegale a polilor. Se produce așadar și un defazaj al fluxiunilor polare, și ca urmare apare un cuplu de pornire, de un anumit sens.

Bobinele de comandă principală și auxiliare sînt conectate în schemă de amplificatori magnetici cu autosaturație. Ca urmare variațiile curenților de comandă principală — care determină saturarea coloanelor polilor — se obțin comandînd servomotorul prin bobinele de comandă auxiliare. Funcție de sensul curentului de comandă auxiliară, curenții de comandă principală cresc la o pereche de poli și scad la cealaltă sau invers, astfel încît sensul cuplului de pornire este univoc determinat de sensul curentului de comandă.

Variația curentului de comandă principală I_c funcție de curentul de comandă auxiliară I_{cc} pentru un servomotor ferorezonant, este redată în fig. 2. Caracteristica cu linie plină corespunde unei perechi de poli diametrali, iar cea cu linia întreruptă celeilalte perechi. Pentru curenți de comandă auxiliară între O și $\pm I_{cc\,max}$, se observă că se poate considera că diferența curenților crește cvasiliniar cu semnalul de comandă. În aceste condiții se admite că curentul crește numai la una din perechile de poli, cu o valoare egală cu diferența curenților, stabilindu-se schema de echivalență din fig. 3, cu I_{p1} și I_{p2} s-au notat curenții polari ai circuitelor ferorezonante.

Trebuie subliniat faptul că în regimul de comandă cvasiliniar, motorul are o dependentă cvasiliniară a cuplului de semnalul de comandă, numai în regim de pornire. În regimul de mers, de la o anumită valoare a curen-

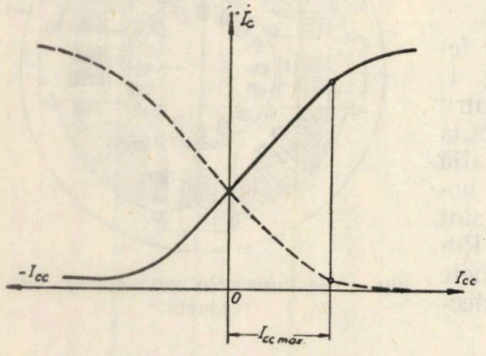


Fig. 2. Caracteristici de comandă cvasiliniare.

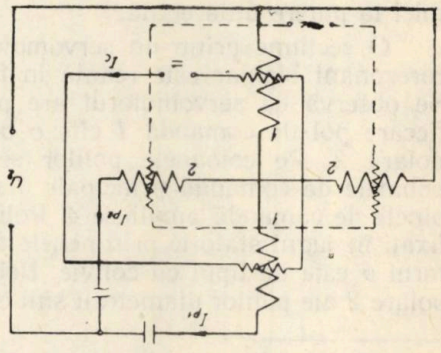


Fig. 3. Schema echivalentă de comandă a servomotorului.

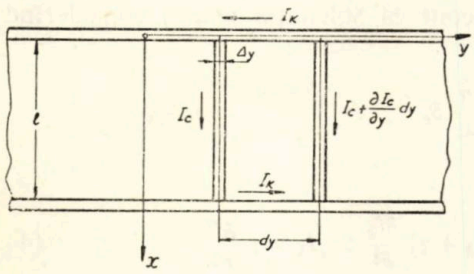


Fig. 4. Notații pentru determinarea dependenței inducției în întrefer de curenții rotorici

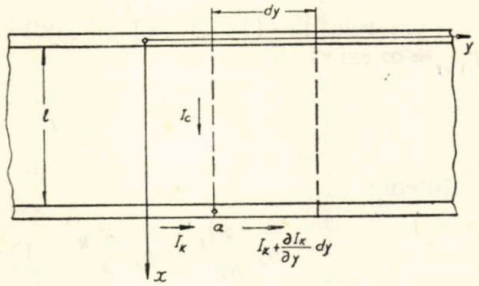


Fig. 5. Notații pentru determinarea corelației dintre curenții rotorici.

tului de comandă principală I_c, se produce un salt al fazei curentului în circuitul ferorezonant nesaturat, ceea ce modifică corespunzător și comportarea dinamică a servomotorului.

Pentru a studia cantitativ comportarea la pornire în regim de comandă cvasiliniar, se fac următoarele ipoteze:

— Se echivalează saturarea coloanelor polilor cu o creștere a întreferului sub polul saturat stabilindu-se ca în [1], [2], dependenta

$$\delta_e = f(I_c, B_m) \tag{1}$$

unde δ_e = intreferul echivalent de comandă, B_m = inducția alternativă din coloanele polilor de comandă.

— Se echivalează rotorul real cu un rotor cilindric, stabilindu-se corelațiile din [2], între parametrii reali ai coliviei rotorice și parametrii echivalenți.

— Se neglijează histereza, pierderile prin curenți turbionari iar funcțiile de timp ale curenților, tensiunilor și fluxurilor se consideră numai prin fundamentală.

În aceste condiții pornind de la legea a 2-a a lui Kirchhof obținem cu notațiile din fig. 4, corelația dintre inducția în întrefer B și curenții I_c în barele rotorice și I_k în inelul rotoric, în punctul de coordonată y de pe rotor:

$$\sigma_c \frac{\partial^2 I_c}{\partial y \partial t} + \rho_c \frac{\partial I_c}{\partial y} - (2\sigma_k + \gamma)\frac{\partial I_k}{\partial t} - \rho_k I_k = l\frac{\partial B}{\partial t} \tag{2}$$

unde

$$\sigma_c = L_c \cdot t_2, \quad \sigma_k = \frac{L_k}{t_2}, \quad \rho_c = r_c \cdot t_2, \quad \rho_k = \frac{r_k}{t_2}$$

în care t_2 este unitatea de lungime a circumferinței rotorice [2].

Legătura dintre curenții I_k și I_c o găsim pornind de la prima lege a lui Kirchhof scrisă pentru punctul „a" din fig. 5:

$$I_c = \frac{\partial I_k}{\partial y}. \tag{3}$$

Cu relațiile (1) și (2) și ținînd cont că solenația polară considerînd $\mu_{Fer} = \infty$ este :

$$F = \frac{B}{\mu_0} \delta_e$$

obținem :

$$\sigma_c \frac{\partial^3 I_k}{\partial y^2 \partial t} + \rho_c \frac{\partial^2 I_k}{\partial y^2} - (2\sigma_k + \gamma) \frac{\partial I_k}{\partial t} 2\rho_k I_k = \gamma \frac{\partial F}{\partial t} \tag{4}$$

unde :

$$\gamma = \frac{l \mu_0}{\delta e} .$$

Fierul mașinii poate fi considerat ca avînd permeabilitatea infinită, deoarece s-a uzat de echivalenta exprimată prin (1): întreferul fiind considerat mai mare decît întreferul real, funcție de curentul de comandă I_c.

Rezolvînd ecuația (4) cu condițiile la limită proprii celor doi poli *1* și *2* ai servomotorului ferorezonant și scriind ecuațiile celor două circuite ferorezonante, obținem după cîteva transformări expresiile curenților polari sub forma :

$$I_{p1} = \frac{U}{\sqrt{2}\left[Z + \frac{1}{2j\omega c} + j\omega w^2 \lambda_1\right]} \tag{5}$$

$$I_{p2} = \frac{U}{\sqrt{2}\left[Z + \frac{1}{2j\omega c} + j\omega w^2 \lambda_2\right]} \tag{6}$$

unde U este tensiunea la bornele cirucitelor ferorezonante, $Z = r + jx$ impedanța bobinelor polare și λ_1, λ_2 permeanțele polilor *1* și *2*.

Reprezentînd cu ajutorul relațiilor (5) și (6) defazajul $\Delta\varphi I$ al curenților polari, s-a obținut caracteristica cu linie plină din fig. 6. Pentru comparație s-a redat pe aceeași figură și caracteristica experimentală ridicată cu servomotorul respectiv. Se observă o concordanță satisfăcătoare, ceea ce justifică ipotezele efectuate.

In fig. 7 este redată schema unui sistem de reglare a temperaturii cu servomotor ferorezonant. Obiectul automatizat este o cameră de uscare a motoarelor electrice, încălzită cu aburi sub presiune. Temperatura este prelevată de termocuplul *2*. Servomotorul ferorezonant *3* este comandat prin bobinele de comandă auxiliare *4* direct de la puntea cu fotodiodele *5*, *6* fără nici un element intermediar (amplificator, releu etc). Funcție de sensul abaterii de temperatură, o fotodiodă e mai puternic iluminată decît cealaltă

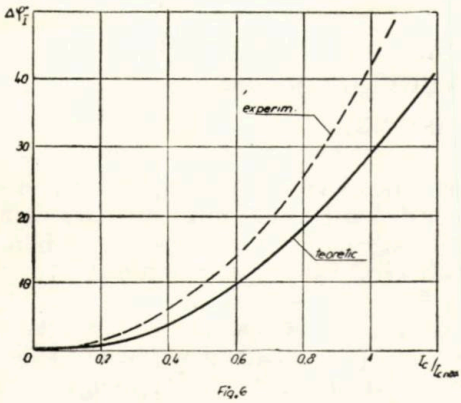


Fig. 6. Dependența defazajului curenților polari de curentul relativ de comandă principală.

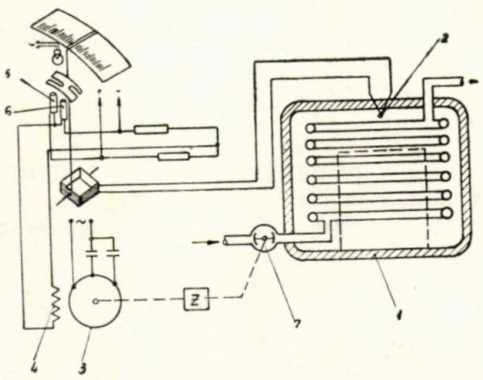


Fig. 7. Sistem automat pentru reglarea temperaturii cu servomotor ferorezonant.

și servomotorul se rotește în sensul corespunzător, închizînd sau deschizînd robinetul 7, pînă la restabilirea temperaturii.

Se observă că servomotorul ferorezonant aduce simplificări importante în schemele sistemelor automate, fiind totodată el însuși un element relativ simplu sub raport constructiv.

BIBLIOGRAFIE

1. Teodorescu Dan, Analyse du régime dynamique la servomoteur amplificateur. R.G.E., Paris France 1965 nr. 5 p. 397—401.
2. Teodorescu Dan, Rascet puskovoho rejima servodrigateli — usiliteli, Elektricestvo, Moskva, U.R.S.S., 1964 nr. 8 p. 40—44.
3. Fransua Al., Teodorescu D., *Servomotoare în sistemele automate*, Ed. Tehnică București — R.S.R. 1966.

ФЕРРОРЕЗОНАНСНЫЙ СЕРВОДВИГАТЕЛЬ В КВАЗИЛИНЕЙНОМ РЕЖИМЕ УПРАВЛЕНИЯ

(РЕЗЮМЕ)

Приводится принцип работы феррорезонансного серводвигателя в квазилинейном режиме управления. Рассматривается работа при блокированном якоре и приводится характеристика сдвига фаз полюсных токов в зависимости от относительного тока управления. Эта характеристика сопоставляется с опытной.

В конце работы описывается автоматическая система регулирования температуры имея в качестве исполнительного элемента феррорезонанский серводвигатель. Система лишена усилителей, конвертеров и реле, и таким образом является проще имеющихся систем с трёхфазовыми серводвигателями.

DER FERROREZONANZ-STELLMOTOR IN DEM QUASILINIAREN STEUERBETRIEB

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wird dargestellt das Grundprinzip eines ferrorezonanten Stellgliedes in dem quasiliniaren steuerregime. Es wird der Betrieb mit stillstehendem Rotor untersucht und die Phasenverschiebung der Polärströme im Abhängigkeit vom relativen Steuerstrom dargestellt. Die experimentellen Werte werden mit den Theoretischen verglichen.

Die Arbeit schliesst mit der Beschreibung eines Temperatur-regelsystems mit ferrorezonanten Stellglied. Dieses System ist bedeutend wirtschaftlicher und einfacher als die bekannten Regelsystemen mt Zweiphasen-stellglieder.

CONTRIBUȚII LA CALCULUL OSCILAȚIILOR NIVELELOR ÎNTR-UN CASTEL DE ECHILIBRU AVÎND FORMA TRONCONICĂ. DETERMINAREA ANALITICĂ A SALTULUI MAXIM ȘI MINIM LA ÎNCHIDEREA BRUSCĂ A TURBINELOR

DE

M. BĂLĂ

1. GENERALITĂȚI

Castelele de echilibru sînt prevăzute în cele mai multe sisteme hidroenergetice cu scopul de a reduce efectul loviturii de berbec, printr-o schimbare bruscă de sarcină.

Cunoașterea mărimii amplitudinii oscilațiilor și a duratei lor sînt necesare în proiectările hidroenergetice.

Metodele de determinare a acestor elemente se bazează pe calculele analitice sau grafice.

Metodele analitice presupun integrarea ecuațiilor diferențiale ale mișcării, care de cele mai multe ori sînt foarte greu de executat. Totuși pentru castelele cilindrice și alte tipuri de castele ecuațiile diferențiale au fost integrate de mai mulți cercetători [1], [2], [3], [4]. Schoklitsch, Curch, Leiner și alții au folosit metode grafice pentru integrarea ecuațiilor diferențiale. Metodele grafice prezintă avantajul generalizării însă sînt greoaie, exactitatea depinzînd de volumul de lucru.

Deși asupra castelelor de echilibru există numeroase studii în ce privește castelele de echilibru de formă tronconică, cercetările sînt foarte reduse și se rezumă numai la rezolvarea pe cale grafică. În practica hidroenergetică castelele de formă tronconică sînt folosite pînă în prezent destul de rar deși prezintă o serie de avantaje atît din punct de vedere hidraulic cît și al calculului static.

Lucrarea de față își propune să dea o dezvoltare analitică a ecuațiilor diferențiale ale mișcării pentru cazul castelelor de formă tronconică (fig. 1).

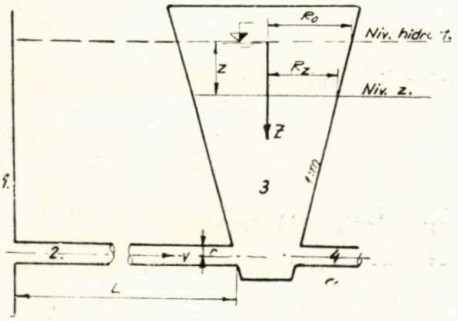


Fig. 1. *1* — lac de acumulare ; *2* — aducțiune ; *3* — castel ; *4* — conductă forțată.

2. EXPRESIA ANALITICĂ A SALTULUI MAXIM

Eucațiile diferențiale ale fenomenului sînt : [5]
— ecuația mișcării :

$$\frac{dv}{dt}+(z\mp h)\frac{g}{L}\cdot \tag{1}$$

— ecuația de continuitate :

$$\frac{dz}{dt}=\frac{q-fv}{F} \tag{2}$$

în care s-a notat :

q — debitul de apă în avalul castelului,
z — nivelul de apă în castel,
F — secțiunea castelului la nivelul curent z,
f — secțiunea galeriei,
v — viteza apei în galerie,
L — lungimea galeriei

h — reprezintă pierderea de sarcină la un moment dat și este acceptată sub forma :

$$h=\pm k\cdot v^2 \tag{3}$$

In continuare se studiază numai cazul închiderii bruște pentru care $q=0$.

Ecuația diferențială ce guvernează fenomenul se poate obține eliminînd v și h între cele trei relații de mai sus.

Se derivă relația (2) în raport cu t și se ține cont că F este variabilă cu $z(t)$ prin intermediul timpului :

$$\frac{d^2z}{dt^2}=-f\left(\frac{dv}{dt}\cdot F-v\cdot\frac{dF}{dz}\cdot\frac{dz}{dt}\right)\cdot\frac{1}{F^2} \tag{4}$$

și ordonînd termenii :

$$F^2\frac{d^2z}{dt^2}+\left(F\frac{dF}{dz}-K\frac{F^3}{f}\cdot\frac{g}{L}\right)\left(\frac{dz}{dt}\right)^2+f\frac{Fg}{L}\cdot z=0. \tag{5}$$

In relația (4) se substituie $\frac{dv}{dt}$ din (1) iar valoarea vitezei v din (2) astfel că după ordonarea termenilor rezultă :

$$F^2\frac{d^2z}{dt^2}+f\cdot F\frac{dv}{dt}-f\cdot v\frac{dF}{dz}\cdot\frac{dz}{dt}=0.$$

Ținînd cont de elementele geometrice ale castelului concretizate prin relația :

$$F=\pi(R_0-mz)^2$$
$$\frac{dF}{dz}=-2\pi m(R_0-mz) \tag{6}$$

unde :

R_0 este raza castelului la nivelul hidrostatic,

m — înclinarea generatoarei castelului.

Ecuația (5) este greu de integrat sub această formă, se observă însă că printr-o schimbare de variabilă de forma : $p=\frac{dz}{dt}$ în care noua funcție se ia p și noua variabilă z.

$$\frac{d^2z}{dt^2}=\frac{d}{dt}\left(\frac{dz}{dt}\right)=\frac{dp}{dt}=\frac{dp}{dz}\cdot\frac{dz}{dt}=p\cdot\frac{dp}{dz}$$

astfel că relația (5) în noua variabilă este :

$$p\frac{dp}{dz}+\left(\frac{1}{F}\cdot\frac{dF}{dz}-K\frac{F}{f}\cdot\frac{g}{L}\right)p^2+\frac{f\cdot g}{F\cdot L}\cdot z=0. \tag{7}$$

In acest fel se obține o ecuație de tip Bernoulli, care poate fi adusă la o formă integrabilă cu o nouă schimbare de variabilă de forma :

$$p^2=u(z) \tag{8}$$

cu observația că : $2p\cdot\frac{dp}{dz}=\frac{du}{dz}$.

In acest fel relația (7) după ordonarea termenilor devine o ecuație liniară :

$$\frac{du}{dz}+2\left(\frac{1}{F}\cdot\frac{dF}{dz}-\frac{K}{f}\cdot\frac{g}{L}\cdot F\right)u+\frac{2f\cdot g}{L\cdot F}\cdot z=0. \tag{9}$$

Se consideră în continuare, oportun, ca această relație să fie transformată în mărimi adimensionale, lucru posibil dacă se introduc mărimile definite de relațiile de mai jos :

$$\bar{u}=\frac{u}{gh_0} \quad \text{cu derivata} \quad \frac{du}{dz}=g\cdot\frac{d\bar{u}}{dz} \tag{10}$$

$$\bar{z}=\frac{z}{h_0} \quad \text{cu diferențiala} \quad d\bar{z}=\frac{dz}{h_0} \tag{11}$$

$$\bar{F}=\frac{F}{F_0} \quad \text{cu derivata} \quad \frac{dF}{dz}=\frac{F_0\cdot d\bar{F}}{h_0\cdot d\bar{z}}=\frac{F_0}{h_0}\cdot\frac{d\bar{F}}{d\bar{z}} \tag{12}$$

Ținînd cont de relațiile (10), (11), (12), ecuația (9) se scrie după simplificări sub forma adimensională :

$$\frac{d\bar{u}}{d\bar{z}}+2\left(\frac{1}{\bar{F}}\cdot\frac{d\bar{F}}{d\bar{z}}-\frac{Kg}{f\cdot L}\cdot h_0\cdot F_0\cdot\bar{F}\right)\bar{u}+\frac{2f\cdot h_0}{L\cdot F_0}\cdot\frac{\bar{z}}{\bar{F}}=0, \tag{13}$$

Se introduc notațiile:

$$a=\frac{3}{2}\cdot\frac{h_0F_0\cdot g}{f\cdot L}=\frac{2}{3}\frac{h_0^2}{v_0^2}\cdot\frac{F_0g}{f\cdot L} \tag{14}$$

$$b^2=\frac{2f\cdot h_0}{L\cdot F_0}. \tag{15}$$

Astfel că ecuația (13) se va scrie:

$$\frac{d\bar{u}}{d\bar{z}}+2\left(\frac{1}{\bar{F}}\cdot\frac{d\bar{F}}{d\bar{z}}-\frac{3a}{2}\bar{F}\right)\bar{u}+b^2\frac{\bar{z}}{\bar{F}}=0. \tag{16}$$

In ecuația (16) se poate identifica forma generală liniară scrisă astfel:

$$\bar{u}'+P(\bar{z})\bar{u}+Q(\bar{z})=0 \tag{17}$$

care are soluția generală:

$$\bar{u}=e^{-\int P(\bar{z})\cdot d\bar{z}}\left[C-\int Q(\bar{z})\cdot e^{\int P(\bar{z})\,d\bar{z}}\cdot d\bar{z}\right]. \tag{18}$$

Pentru explicitarea relației (16) sub forma (18) integrată se fac notațiile:

$$I_1=\int P(\bar{z})\cdot d\bar{z}=\int\left(\frac{2}{\bar{F}}\cdot\frac{d\bar{F}}{d\bar{z}}-3a\bar{F}\right)\cdot d\bar{z} \tag{19}$$

$$I_2=\int Q(\bar{z})\cdot e^{I_1}\cdot d\bar{z}=\int\frac{b^2\cdot\bar{z}}{\bar{F}}\cdot e^{I_1}\cdot d\bar{z}. \tag{20}$$

Rezolvarea acestor integrale se conduce ținînd cont că în cazul castelului conic:

$$\bar{F}=(1-\beta\bar{z})^2 \tag{20'}$$

cu notația:

$$\beta=\frac{m\cdot h_0}{R_0}$$

astfel că I_1 devine:

$$I_1=\ln\bar{F}^2+\frac{a}{\beta}(1-\beta\cdot\bar{z})^3. \tag{19'}$$

Valoarea lui I_2 se poate calcula dacă în prealabil calculăm expresia:

$$e^{I_1}=(1-\beta\bar{z})^4\cdot e^{\frac{a}{\beta}(1-\beta\bar{z})^3},$$

care se introduc în (20) și rezultă:

$$I_2=-\frac{b^2}{3v}\left[\bar{z}\cdot e^{\frac{a}{\beta}(1-\beta\bar{z})^3}-\int e^{\frac{a}{\beta}(1-\beta\bar{z})^3}\cdot d\bar{z}\right]. \tag{21}$$

Funcția aflată sub semnul integrală (în relația 20) este neintegrabilă prin funcții directe astfel că se introduce o funcție care să fie definită sub forma :

$$B(\bar{z})=\int e^{-a(3\bar{z}-\beta\bar{z}^2+\beta^2\cdot\bar{z}^3)}\cdot d\bar{z}. \tag{22}$$

Utilizînd această funcție se poate scrie soluția generală a ecuației (16) sub forma :

$$\bar{u}=\frac{1}{(1-\beta\bar{z})^4}\cdot e^{-\frac{a}{\beta}(1-\beta\bar{z})^3}\left[C+\frac{b^2}{3a}\cdot\bar{z}e^{\frac{a}{\beta}(1-\beta\bar{z})^3}-\frac{b^2}{3a}B(\bar{z})\right]. \tag{23}$$

Ecuația (23) dă posibilitatea determinării extremelor variației nivelului de apă în castel presupunînd că, există tabele pentru funcția $B(z)$ definită de relația (22). Tabelele au fost ridicate printr-o metodă de cuadratură între 0 și $\bar{Z}$ a funcției de sub semnul integralei. Lucrul a fost posibil printr-o programare la mașina electronică de calcul MECIPT 1.

Constanta C se înlocuiește cu o nouă constantă K pentru simplificarea expresiilor :

$$C=K\cdot e^{\frac{a}{\beta}}. \tag{24}$$

Cu această notație soluția generală se pune sub forma :

$$\bar{u}=\frac{1}{(1-\beta\bar{z})^4}\cdot e^{a(3\bar{z}-3\beta\bar{z}^2+\beta^2\bar{z}^3)}\cdot\left[K+\frac{b^2}{3a}\cdot\bar{z}e^{-a(3\bar{z}-3\beta\bar{z}^2+\beta^2\bar{z}^3)}-\frac{b^2}{3a}B(\bar{z})\right]. \tag{25}$$

3. DETERMINAREA CONSTANTEI DE INTEGRARE

Constanta C care apare la integrarea ecuației se determină ținînd cont de condiția inițială :

pentru $t=0$ rezultă $\bar{z}=1$ și $\frac{d\bar{z}}{dt}=-\frac{f}{F_{z=0}}\cdot\frac{v_0}{h_0}$

$$p^2=u=\bar{u}gh_0=\left(\frac{d\bar{z}}{dt}\right)^2=h_0\left(\frac{d\bar{z}}{dt}\right)^2.$$

Se introduc valorile calculate mai sus astfel că :

$$\bar{u}_{t=0}=\frac{h_0}{g}\left(\frac{d\bar{z}}{dt}\right)^2=\frac{f^2}{F^2_{z=h_0}}\cdot\frac{v_0^2}{gh_0}. \tag{26}$$

Introducînd (26) în (25) se poate explica constanta K sub forma :

$$K=(1-\beta)^4\cdot e^{-a(3-3\beta+\beta^2)}\cdot\frac{f^2}{h_0^2=h}\cdot\frac{v_0^2}{gh_0}-\frac{b^2}{3a}\cdot e^{-a(3-3\beta+\beta^2)}+\frac{b^2}{3a}B(\bar{z}), \tag{27}$$

Relația (25) ne permite să găsim valorile extreme ale lui $\bar{z}$ dacă facem $\bar{u}=0$.

Valorile $\bar{z}$ care satisfac condiția de extrem se vor găsi din relația :

$$B(\bar{z})=K_1+\bar{z}\cdot e^{-a(3\bar{z}-3\beta\bar{z}^2+\beta^3\bar{z}^3)}$$

în care s-a făcut notația :

$$K_1=e^{-a(3-3\beta+\beta^3)}\left(1-\frac{b^2}{3a}\right)+\frac{b^2}{3a}B(1) \tag{28}$$

unde :

$$B(1)=-\frac{1}{3a}\cdot e^{-3a}.$$

In calculele practice relația care dă valoarea saltului maxim se pune sub forma :

$$M(\bar{z})=B(\bar{z})-D(\bar{z})=K_1 \tag{29}$$

$M(\bar{z})$ fiind compus din două funcții :

$$B(\bar{z})=\int e^{-a(3\bar{z}-3\beta\bar{z}^2+\beta^3\bar{z}^3)}\cdot d\bar{z} \tag{30}$$

$$D(\bar{z})=\bar{z}\cdot e^{-a(3\bar{z}-3\beta\bar{z}^2+\beta^3\bar{z}^3)} \tag{31}$$

In cazul deschiderii bruște a centralei este suficient ca în relațiile de mai sus să se înlocuiască a prin $-a$ și se obține :

$$K_1'=e^{a(3-3\beta+\beta^3)}\left(1+\frac{b^2}{3a}\right)-\frac{b^2}{3a}\cdot B(1) \tag{32}$$

$$D(\bar{z})=\bar{z}\cdot e^{-a(3\bar{z}-3\beta\bar{z}^2+\beta^3\bar{z}^3)}\cdot d\bar{z} \tag{33}$$

$$B'(\bar{z})=\int e^{a(3\bar{z}-3\beta\bar{z}^2+\beta^3\bar{z}^3)} \tag{34}$$

$$M'(\bar{z})=B'(\bar{z})-D'(\bar{z}) \tag{35}$$

și ecuația care dă valoarea z_{min} va fi :

$$M'(z)=K_1' \tag{36}$$

S-au întocmit la mașina de calcul MECIPT 1 tabele pentru funcțiile $B(\bar{z})$, $D(\bar{z})$, $M(\bar{z})$, $B'(\bar{z})$, $D'(\bar{z})$ și $M'(\bar{z})$ pentru valori ale parametrilor cuprinse între limitele :

a între $-0{,}5$ la $+0{,}5$ cu pasul 0,1 ;

B între 0,00 la 0,5 cu pasul 0,1.

Un exemplu de întocmire a tabelelor este prezentat în tabelul 1.

Tabelul 1

$\beta=0$; $a=0{,}1$

$\bar{z}$	$D(\bar{z})$	$(\bar{z})$	$M(\bar{z})=K_1$	$\bar{z}$	$D(\bar{z})$	$(\bar{z})$	$M(\bar{z})=K_1$
01	0,7408	0,864	+0,1232	−01	− 1,3499	1,1663	+ 2,5162
02	1,0976	1,5041	+0,4065	−02	− 3,6442	2,7406	+ 6,3848
03	1,2197	1,9782	+0,7585	−03	− 7,3788	4,8657	+ 12,2445
04	1,2048	2,3295	+1,1247	−04	− 13,2804	7,7343	+ 21,0147
05	1,1157	2,5898	+1,4741	−05	− 22,4084	11,6065	+ 34,0149
06	0,9918	2,7825	+1,7907	−06	− 36,2978	16,8334	+ 53,1312
07	0,8572	2,9254	+2,0682	−07	− 57,1631	23,8890	+ 81,0521
08	0,7257	3,0312	+2,3055	−08	− 88,1852	33,4130	+121,5982
09	0,6048	3,1095	+2,5047	−09	−133,9172	46,2692	+180,1864
10	0,4978	3,1676	+2,6697	−10	−200,8542	63,6231	+264,4778

4. MODUL DE LUCRU

Fiind dată schema hidraulică respectivă, se calculează constantele a, b^2 şi β din relaţiile (14), (15) şi (20′). Din relaţia (28) se calculează constanta de integrare k_1. Se caută în tabelul funcţiei $M(\bar{z})$, calculat pentru diferite valori z, valoarea lui z care satisface $M(\bar{z})=k_1$. Se obţine în final $\bar{z}=z\cdot h_0$.

BIBLIOGRAFIE

1. Charles Jaeger, *Hidraulique* — Paris 1954.
2. L. Sideriades, Stabilité de deux cheminées d'equilibre coupées sous pertes d'insertion. (Houille Blanche septembre 1958).
3. R. Raichev, De la stabilite hidraulique des chambres d'equilibre du certains cas complexes. (Houille Blanche novembre 1960).
4. Dr. Charles Jaeger, Le sisteme a double chambre d'equilibre (Houille Blanche septembre 1957).
5. Cristea Mateescu, *Hidraulica*, E.P.D. Bucureşti 1961.

К РАСЧЕТУ КОЛЕБАНИЙ УРОВНЯ В УРАВНИТЕЛЬНОМ РЕЗЕРВУАРЕ В ФОРМЕ УСЕЧЕННОГО КОНУСА. АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ МАКСИМАЛЬНОГО И МИНИМАЛЬНОГО СКАЧКА ПРИ РЕЗКОМ ЗАКРЫТИИ ТУРБИН.

(РЕЗЮМЕ)

Излагаэтся аналитический метод определения максимального и минимального скачка уровня в резервуарах в форме усеченного конуса при резком закргтии или открытии турбин.

Резервуары в форме усеченного конуса имеют преимщество уменьшения значения максимального и минимального скачка, по сравнению с цилиндрическими резервуарами.

Интегрирование дифференциального уранения описывающего явление, производится введением специальной функции, в виде интеграла. Решение этого интеграла производится числовыми квадратурами при помощи электронной вычислительной машины. Окончаьельные соотношения просты и дают возможность быстрого решения практических задач.

CONTRIBUTION AU CALCUL DES OSCILATION DES NIVEAUX DANS UN CHATEU D'ÉCHILIBRE AYANT UNE FORME TRONCONIQUE. LA DETREMINAISON ANALITIQUE EN SANT MAXIMUM ET MINIMUM A LA FERMETURE BRUSQUE DES TURBINES.

(RÉSUMÉ)

L'ouvrage présente une méthode analitique pour la détérminaison du sant maximum et minimum du niveau dans les chateux tronconiques, a la fermeture respectivement la fermeture brusque de la centrale.

Les chateaux tronconiques présente l'avantage de réduire la valeure du sant maximum et minimum en comparaison a celles cylendrique. L'intégration de l'écuation diférentielle qui governe le phenomene se fait en entroduisant une fonction spéciale définie sous la forme d-une intégrale.

On résort cette intégrale par de quadratures numériques a une machine de calcul éléctronique. Les relations finales sont simples et permettent de résoudre vite les problemes qui surviennent dans la practique.

GENERALIZAREA METODEI TAKABEYA PENTRU CADRE ETAJATE CU STÎLPI PARALELI CU BARE CU SECȚIUNE CONSTANTĂ SAU VARIABILĂ

DE

P. BOTIZAN

Metoda Takabeya este o metodă iterativă avantajoasă pentru calculul cadrelor etajate. Ea este pusă la punct, în prezent, doar pentru cadre cu bare cu secțiune constantă.

Ne propunem, să facem mai jos o prezentare a metodei și totodată o generalizare a ei pentru cadrele etajate avînd și bare cu secțiune variabilă.

Metoda Takabeya este o metodă rapidă, rezolvînd cadrul etajat într-o singură etapă, și sigură, eventualele erori comise la iterații eliminîndu-se automat.

Ipotezele de calcul și regula de semne luate în considerare sînt cele de la metoda deplasărilor : se neglijează efectul forței axiale, iar momentele și rotirile de nod și de bară sînt pozitive cînd au sensul orar.

Se lucrează cu momentele aferente capătului de bară.

MOMENTUL DE INCASTRARE ELASTICĂ

Fie cadrul din fig. 1 *a*. Expresia momentului pe capăt de bară M_{ab} este dată de următoarele formule :

— pentru barele duble incastrate :

$$M_{ab}=4EK_{ab}v_{ab}\theta_a+4EK_{ab}v_{ab}\gamma_{ab}\theta_b-4EK_{ab}v_{ab}(1+\gamma_{ab})\frac{\Delta_r}{h_{ab}}+\mathfrak{M}_{ab}$$

— pentru barele incastrate în a și articulate în b :

$$M_{ab}=4EK_{ab}v'_{ab}\theta_a-4EK_{ab}v'_{ab}\frac{\Delta_r}{h_{ab}}+\mathfrak{M}_{ab}$$

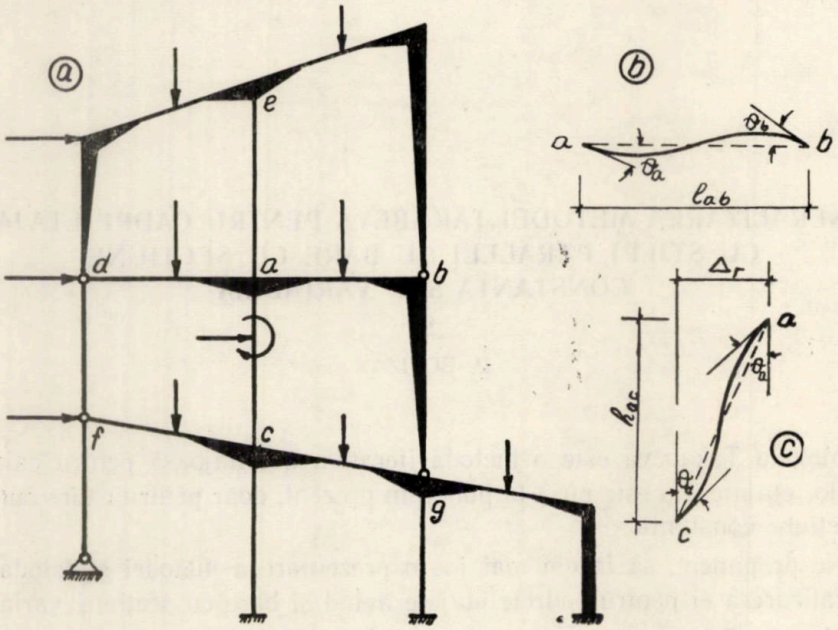


Fig. 1.

unde:

θ_a, θ_b = rotrile modurilor a și b de la poziția inițială;

Δ_r = deplasarea relativă a celor două capete a și b normal pe poziția inițială a barei (vezi fig. 1 c).

$\mathfrak{M}_{ab}$ = momentul de incastrare perfectă;

$$K_{ab} = \frac{I^0_{ab}}{l_{ab}};$$

$$c'_{ab} = \frac{3}{l^3_{ab}} \int_0^l \frac{I^0_{ab}}{I_{ab}} x'^2 dx;$$

$$v_{ab} = \frac{3c''_{ab}}{4c'_{ab}c''_{ab} - c^2_{ab}};$$

$$c''_{ab} = \frac{3}{l^3_{ab}} \int_0^l \frac{I^0_{ab}}{I_{ab}} x^2 dx;$$

$$v'_{ab} = \frac{0{,}75}{c'_{ab}}; \quad \gamma_{ab} = \frac{1}{2} \frac{c_{ab}}{c''_{ab}};$$

$$c_{ab} = \frac{6}{l^3_{ab}} \int_0^l \frac{I^0_{ab}}{I_{ab}} xx' dx;$$

I^0_{ab} = momentul de inerție convențional al barei ab;

I_{ab} = momentul de inerție din secțiunea x a barei ab.

l_{ab} = lungimea barei ab.

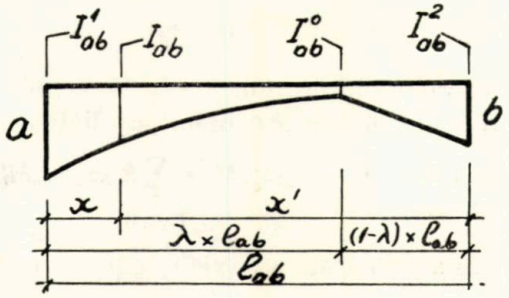


Fig. 2.

Coeficienții $v_{ab}, v'_{ab}, \gamma_{ab}, c'_{ab}, c''_{ab}$ și c_{ab} se găsesc întabulați în diferite cărți tehnice de specialitate [1].

Se poate scrie o expresie generală a momentului M_{ab}, indiferent de modul de rezemare a barei în a și b:

$$M_{ab} = k_{ab} \cdot \alpha_{ab} \cdot (2M_a + \beta_{ab} M_b + r_{ab} M'_r) + \mathfrak{M}_{ab} \qquad (2)$$

în care:

$M_a = 2EK\theta_a$ = momentul parțial al nodului a,
$M_b = 2EK\theta_b$ = momentul parțial al nodului b,
$M'_r = -6EK \frac{\Delta_r}{h_r}$ momentul parțial al etajului r,
K = un coeficient arbitrar exprimat în cm³, dm³ etc.

$$k_{ab} = \frac{K_{ab}}{K}$$

$$\alpha_{ab} = \frac{3c''_{ab}\eta_{ab}}{4c'_{ab}c''_{ab} - \eta_{ba}c^2_{ab}} \equiv v \text{ (respectiv } v'\text{)};$$

$$\beta_{ab} = \eta_{ba}\frac{c_{ab}}{c''_{ab}} \equiv 2\eta_{ba}\gamma_{ab}; \quad \varepsilon_{ab} = \frac{2+\beta_{ab}}{3} \equiv \frac{2}{3}(1+\eta_{ba}\gamma_{ab});$$

$\eta_{ab} = 1$ pentru bara ab încastrată în a,
$\eta_{ab} = 0$ pentru bara ab articulată în a,

$z_{ab} = \frac{h_r}{h_{ab}}$; $r_{ab} = z_{ab} \cdot \varepsilon_{ab}$,

h_r = înălțimea de referință, (arbitrară), a etajului r.

[1] R. Agent, *Metoda aproximațiilor succesive*, Ed. Tehnică 1955. — R. Guldan, *Rahmentragwerke und Durchlaufträger*, Springer Wien, 1959.

ECUAȚIILE DE NOD

Fie nodul a al cadrului din fig. 1 a.

Se scrie condiția de echilibru a nodului „a" ținînd seama de (2).

$$\sum_a M_{ab} = 2\sum_a k_{ab}\alpha_{ab}M_a + \sum_a k_{ab}\alpha_{ab}\beta_{ab}M_b + \sum_{a\ (\text{stîlpi})} k_{ab}\alpha_{ab}r_{ab}M'_r + \sum_a \mathfrak{M}_{ab} = 0.$$

Izolînd necunoscuta principală se scrie ecuația de nod:

$$M_a = \frac{\mathfrak{M}_a}{\rho_a} + \sum_a (-d_{ab})M_b + \sum_{a\ (\text{stîlpi})} (-d'_{ab})M'_r \qquad (3)$$

unde:

$\mathfrak{M}_a = -\sum_a \mathfrak{M}_{ab}$ = momentul neechilibrat al nodului a;

$\rho_a = 2\sum_a k_{ab}\alpha_{ab}$ = divizorul momentului activ;

$d_{ab} = \frac{k_{ab}\alpha_{ab}\beta_{ab}}{\rho_a}$; $d'_{ab} = \frac{k_{ab}\alpha_{ab}r_{ab}}{\rho_a}$: factori de rotire.

ECUAȚIILE DE ETAJ

Să considerăm stîlpii etajului r secționați la cele două extremități (fig. 3).

Fiecare stîlp, astfel secționat, este în echilibru, deci se poate scrie pentru stîlpul ac de exemplu:

$$T_{ac} = -\frac{m_{ac}}{h_{ac}} - \frac{M_{ac}+M_{ca}}{h_{ac}}$$

unde:

m_{ac} = momentul forțelor aplicate pe stîlp în raport cu capătul lui inferior.

T_{ac} = forța tăietoare.

Condiția de echilibru a forțelor tăietoare pentru întregul etaj r dă:

$$\sum_r T_{ac} = -\sum_r \frac{m_{ac}}{h_{ac}} - \sum_r \frac{M_{ac}+M_{ca}}{h_{ac}} = \sum_r H_r = T_r$$

unde $\sum_r H_r$ = suma componentelor orizontale ale forțelor aplicate pe cadru, deasupra etajului r.

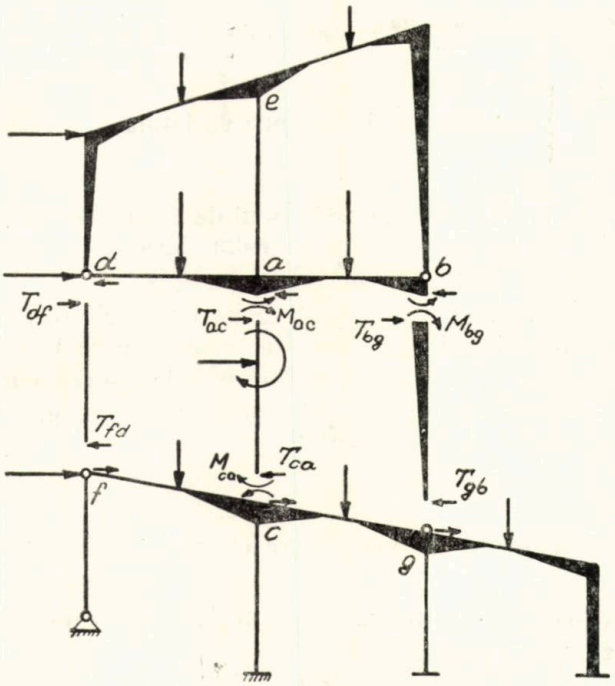


Fig. 3.

Ţinînd seama de cele două ecuaţii de mai sus, de formula (2) şi de expresia coeficientului ε_{ac} se poate scrie :

$$h_r T_r + \sum_r z_{ac} m_{ac} + \sum_r z_{ac} (\mathfrak{M}_{ac} + \mathfrak{M}_{ca}) +$$

$$+ \sum_r k_{ac} z_{ac} [(2\alpha_{ac} + \alpha_{ca}\beta_{ca}) M_a + (2\alpha_{ca} + \alpha_{ac}\beta_{ac}) M_c] +$$

$$+ \frac{1}{3} \sum_r k_{ac} z_{ac}^2 [(2\alpha_{ac} + \alpha_{ca}\beta_{ca}) + (2\alpha_{ca} + \alpha_{ac}\beta_{ac})] M_r' = 0.$$

Izolînd necunoscuta principală se scrie ecuaţia de etaj :

$$M_r' = \frac{M_r'}{\mu_r} + \sum_r (-t_{ac} M_a - t_{ca} M_c) \qquad (4)$$

în care

$M_r' = -[h_r T_r + \sum_r z_{ac} m_{ac} + \sum_r (\mathfrak{M}_{ac} + \mathfrak{M}_{ca})]$ = momentul de fxare a etajului r.

$\mu_r = \frac{1}{3} \sum_r k_{ac} z_{ac}^2 (\tau_{ac} + \tau_{ca})$ = divizorul momentului de fixare.

$t_{ac}=\frac{k_{ac}z_{ac}\tau_{ac}}{\mu_r}$; $t_{ca}=\frac{k_{ac}z_{ac}\tau_{ca}}{\mu_r}$; factori de deplasare.

$$\left.\begin{aligned}\tau_{ac}&=2\alpha_{ac}+\alpha_{ca}\beta_{ca}\\ \tau_{ca}&=2\alpha_{ca}+\alpha_{ac}\beta_{ac}\end{aligned}\right\}$$ coeficienții de secțiune variabilă.

Ecuațiile (3) și (4) constituie sistemul de ecuații de condiție căutat. El se rezolvă prin iterații, pe schema cadrului, fără să se scrie efectiv, așa cum se vede în exemplul de calcul.

Observînd că coefcienții α și τ, și ca urmare factorii d, d' și t se anulează pentru cazul extremității articulate, se deduce că în ecuațiile de nod și formula dvizorilor ρ_a semnul $\sum$ nu se extinde asupra barelor articulate în nod, iar în ecuațiile de etaj și în formula divizorilor μ_r semnul $\sum$ nu se extinde asupra stîlpilor dublu articulați.

PARTICULARIZARE PENTRU BARE CU SECȚIUNE CONSTANTĂ

Pentru cadrele sau părțile de cadre cu bare cu secțiune constantă, coeficienții α, β, ε și τ iau următoarele valori:

— pentru bara ab dublu încastrată

$$\alpha_{ab}=\beta_{ab}=\varepsilon_{ab}=1 \quad \text{și} \quad \tau_{ab}=3;$$

— pentru bara ab încastrată în a și articulată în b:

$$\alpha_{ab}=\frac{3}{4}; \quad \beta_{ab}=0; \quad \varepsilon_{ab}=\frac{2}{3} \quad \text{și} \quad \tau_{ab}=\frac{3}{2}.$$

Se constată ușor, numeric, că pentru stîlpii ac încastrați în a avem:

$$\tau_{ac}=3\alpha_{ac}\varepsilon_{ac}; \quad \tau_{ac}+\tau_{ca}=6\alpha_{ac}^2\varepsilon_{ac}^2.$$

Se notează: $k'_{ab}=k_{ab}\alpha_{ab}$ (bara fiind încastrată în a).
Expresiile divizorilor ρ_a și μ_r și ale factorilor d_{ab}, d'_{ab} și t_{ac} devin:

$$\rho_a=2\sum_a k'_{ab}; \quad d_{ab}=\frac{k'_{ab}\beta_{ab}}{\rho_a}; \quad d'_{ab}=\frac{k'_{ab}r_{ab}}{\rho_a};$$

$$\mu_r=2\sum_r \alpha_{ab}r_{ab}^2k'_{ab}; \quad t_{ab}=\frac{3}{2}\,\frac{r_{ab}k'_{ab}}{\sum_r \alpha_{ab}r_{ab}^2k'_{ab}}.$$

Pentru cadrele (sau părțile de cadru) cu noduri rigide divizorii și factorii sînt următorii :

$$\rho_a = 2\sum_a k_{ab}; \quad d_{ab} = \frac{k_{ab}\beta_{ab}}{\rho_a}; \quad d'_{ab} = \frac{z_{ab}k_{ab}}{\rho_a};$$

$$\mu_r = 2\sum_r z_{ab}^2 k_{ab}; \quad t_{ab} = \frac{3}{2}\,\frac{z_{ab}k_{ab}}{\sum_r z_{ab}^2 k_{ab}};$$

iar pentru cadrele (sau părțile de cadru) rectangulare cu noduri rigide aceștia sînt :

$$\rho_a = 2\sum_a k_{ab}; \quad d_{ab} = d'_{ab} = \frac{k_{ab}}{\rho_a}; \quad \mu_r = 2\sum_r k_{ab}; \quad t_{ab} = \frac{3}{2}\,\frac{k_{ab}}{\sum_r k_{ab}}.$$

EXEMPLU DE CALCUL

Se cere să se calculeze momentele pe capăt de bară pentru cadrul din fig. 4. Momentele de inerție sînt înscrise pe figură. Variația de secțiune a barelor este lineară.

La rezolvarea exemplului se va folosi la maximum schema cadrului. Determinarea divizorilor și factorilor se face tabelar. Această sistematizare a calculelor duce la rapiditate și la evitarea erorilor.

1. Coeficienți, divizori, factori.

În tabelul 1 s-au calculat valorile factorilor de rotire d_{ab} și d'_{ab} și ale divizorilor ρ_a, iar în tabelul 2 valorile divizorilor μ_r și ale factorilor de deplasare t_{ac}, cu ajutorul formulelor date mai sus.

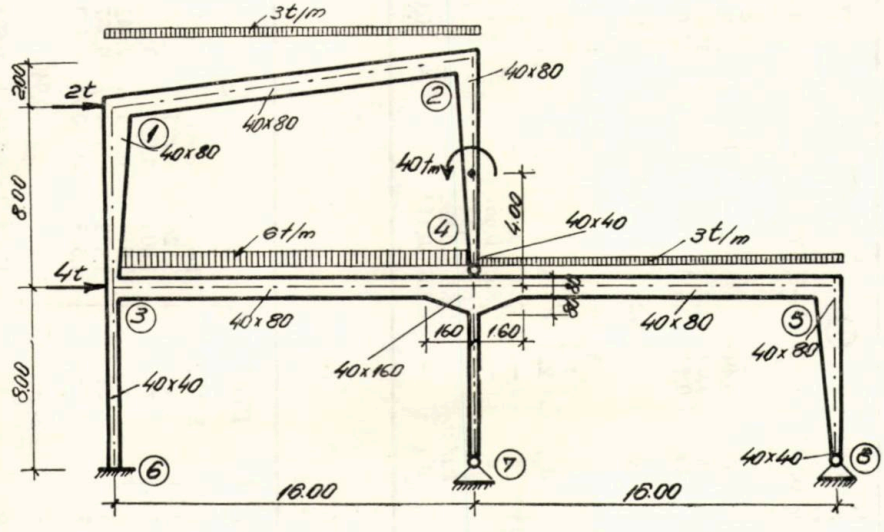


Fig. 4.

Tabelul 1

1	NOD	①		②		③			④				⑤		⑥	⑦	⑧
2	BARA	1−2	1−3	2−4	2−1	3−4	3−6	3−1	4−5	4−7	4−3	4−2	5−8	5−4	6−3	7−4	8−5
3	$I°$	$8I$	I	I	$8I$	$8I$	I	I	$8I$	I	$8I$	I	I	$8I$	I	I	I
4	l	16,12	8	10	16,12	16	8	8	16	8	16	10	8	16	8	8	8
5	k	0,496	0,125	0,100	0,496	0,500	0,125	0,125	0,500	0,125	0,500	0,100	0,125	0,500	0,125	0,125	0,125
6	α	1,000	4,876	3,671	1,000	1,063	1,000	1,719	1,285	0,750	1,285	0	3,671	1,063	1,000	0	0
7	$k\alpha$	0,496	0,610	0,367	0,496	0,532	0,125	0,215	0,642	0,094	0,649	0	0,452	0,532	0,125	0	0
8	ρ	2,212		1,726		1,744			2,756				1,982		—	—	—
9	β	1,000	0,590	0	1,000	1,194	1,000	1,668	0,986	0	0,986	—	0	1,194	—	—	—
10	$k\alpha\beta$	0,496	0,360	0	0,496	0,634	0,124	0,358	0,634	0	0,634	—	0	0,634	—	—	—
11	d_{ab}	0,224	0,163	0	0,287	0,364	0,072	0,206	0,230	0	0,230	—	0	0,320	—	—	—
12	z	—	1,000	0,800	—	—	1,000	1,000	—	1,000	—	—	1,000	—	—	—	—
13	ε	—	0,863	0,667	—	—	1,000	1,223	—	0,667	—	—	0,667	—	—	—	—
14	$r=z\varepsilon$	—	0,863	0,534	—	—	1,000	1,223	—	0,667	—	—	0,667	—	—	—	—
15	kdr	—	0,526	0,196	—	—	0,124	0,262	—	0,062	—	—	0,306	—	—	—	—
16	d'_{ab}	—	0,238	0,113	—	—	0,072	0,151	—	0,023	—	—	0,154	—	—	—	—

Tabelul 2

1	ETAJ	①				②					
2	STILP	1−3	3−1	2−4	4−2	3−6	6−3	4−7	7−4	5−6	8−5
3	k	0,125	0,125	0,100	—	0,125	0,125	0,125	—	0,125	—
4	z	1,000	1,000	0,800	—	1,000	1,000	1,000	—	1,000	—
5	τ	12,619	6,315	7,342	—	3,000	3,000	1,500	—	7,342	—
6	$kz\tau$	1,578	0,790	0,587	—	0,375	0,375	0,188	—	0,918	—
7	$kz^2\tau$	1,578	0,790	0,470	—	0,375	0,378	0,188	—	0,918	—
8	μ	0,946				0,619					
9	t	1,668	0,835	0,621	0,000	0,606	0,606	0,303	0,000	1,484	0,000

2. Momentele de încastrare perfectă s-au înscris pe schema cadrului (fig. 6).

Pe aceeași schemă, în cercul reprezentînd nodul, s-au înscris și divizorii ρ_a, iar alături de nod s-au înscris valorile momentelor neechilibrate $\mathfrak{M}_a$.

Tot pe această schemă, în ovale, s-au înscris primele aproximații ale momentelor parțiale de nod $M_a^{(0)} = \frac{\mathfrak{M}_a}{\rho_a}$. Alături de schema cadrului la nivelul fiecărui etaj s-au calculat momentele de fixare M_r' și apoi primele aproximații ale momentelor parțiale de etaj $M_r'^{(0)} = \frac{M_r'}{\mu_r}$ care s-au înscris în ovale.

3. Momentele parțiale, de nod și de etaj, în primă aproximație, de pe schema din fig. 6 se trec pe schema din fig. 8 și cu ele se începe efectuarea iterațiilor. Se calculează momentele parțiale de nod și etaj în a doua aproximație, $M^{(1)}$, cu ajutorul ecuațiilor (3) și (4) în care în membrul drept se

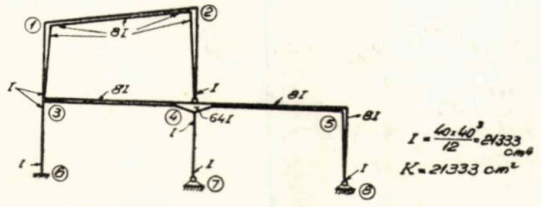


Fig. 5.

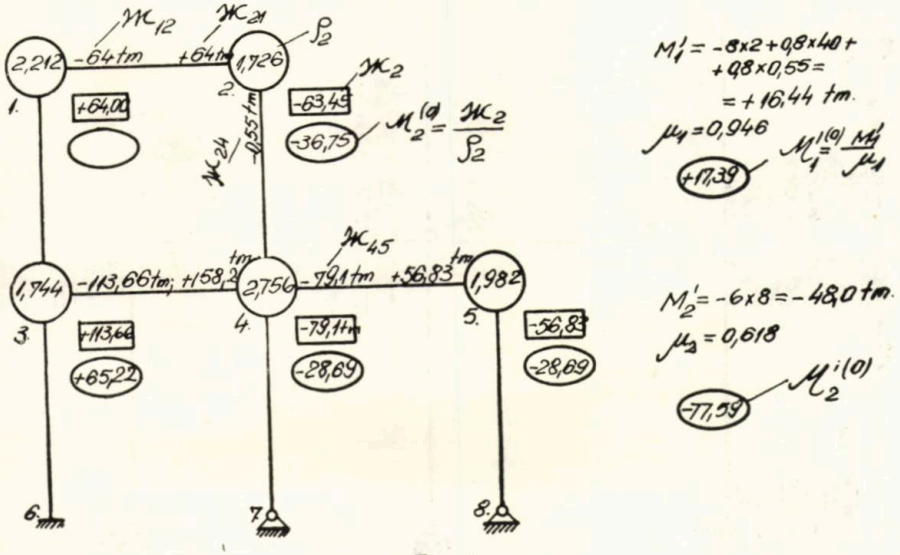


Fig. 6.

înlocuiesc momentele parțiale cu valorile lor în primă aproximație : $M^{(0)}$, apoi se calculează aceste momente parțiale identic în a treia aproximație, folosind valorile obținute anterior, în a doua aproximație, pentru momentele parțiale, ș.a.m.d., pînă cînd diferența dintre două aproximații succesive ale unui moment parțial oarecare este neglijabilă.

Ordinea de parcurgere a schemei este indiferentă, dar se preferă să se înceapă cu nodurile la care momentele parțiale au cele mai mari salturi între două aproximații succesive anterioare.

După terminarea iterațiilor, se calculează, pe schema din fig. 7, momentele pe capăt de bară. Modul de calcul rezultă din figură și este echivalent cu folosirea formulei (2):

$$M_{ab}^{(n)} = k_{ab}\alpha_{ab}(2M_a^{(n)} + \beta_{ab}M_b^{(n)} + r_{ab}M_r'^{(n)}) + \mathfrak{M}_{ab}$$

unde $M^{(n)}$ sînt ultimele aproximații ale momentelor parțiale.

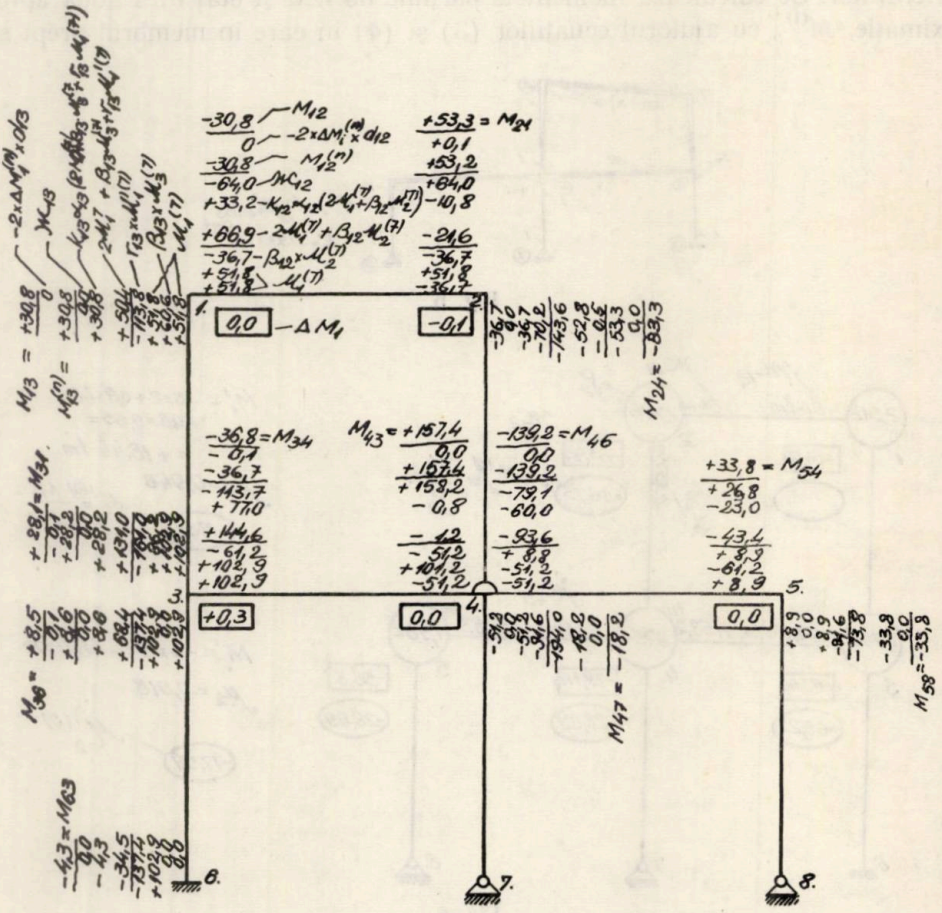


Fig. 7

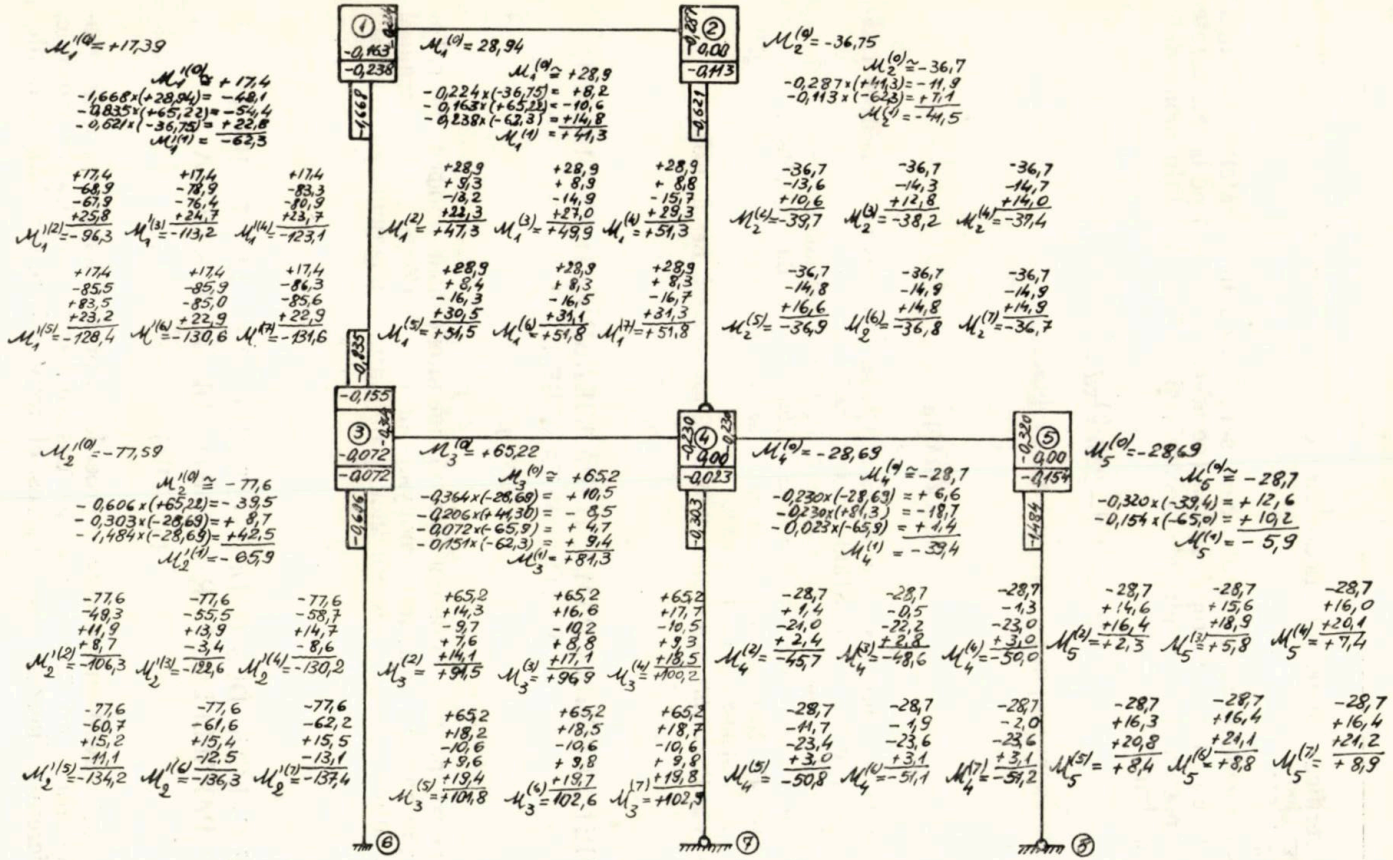


Fig. 8.

Se verifică echilibrul nodurilor calculînd momentul neechilibrat $\Delta M_a^{(n)} = \sum_a M_{ab}^{(n)}$.

Aceste momente neechilibrate, care s-au înscris în pătrățelele de lîngă fecare nod de pe fig. 7, se repartizează (pe aceeași schemă) pe barele legate în nod proporțional cu rigiditatea fiecăreia și în final se obțin momentele pe capăt de bară :

$$M_{ab} = M_{ab}^{(n)} - 2\Delta M_a^{(n)} x d_{ab}$$

ceea ce este exact scopul pe care ni l-am propus.

BIBLIOGRAFIE

1. Botizan P., Le calcul des cadres étagés à colonnes parallèles par la méthode Takabeya, ACIER-STAHL-STEEL, nr. 6 — 1967.
2. Gheorghiu A., *Statica construcțiilor*, vol. II. Editura tehnică, București, 1965.
3. Mazilu P., *Statica construcțiilor*, vol. II. Editura ethnică, București, 1959.
4. Takabeya F., Nouvelle méthode de calcul des cadres irréguliers à noeuds rigides, Acier-Stahl-Steel, nr. 1 — 1962.
5. Takabeya F., *Multi-Story-Frames*, Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 1965.

РАСЧЕТ ЯРУСНЫХ РАМ С ПАРАЛЛЕЛЬНЫМИ СТОЛБАМИ, МЕТОДОМ ТАКОБЕЯ.

(РЕЗЮМЕ)

В работе распостраняется способ предложенный профессором Такобеем, для расчета рамочных сооружений в случаэ балок с переменным сечением, с различными связми между балками и различными длинами столбов.

LE CALCUL DES CADRES ÉTAGÉS AVEC LES PILIERS PARALLÈLES PAR LA MÉTHODE DU TAKABEYA

(RÉSUMÉ)

Dans cet travail on présente le procedé du prof. Takabeya pour la résolution d'ossatures en cadres, pour les cas du barres avec inerție variable, avec differentes liaisons entre barres et avec differentes longueurs des piliers.

REPREZENTAREA LUCRĂRILOR TERASIERE PRIN CURBE DE NIVEL

DE

D. GUȚESCU, I. ROSENAUER și M. VELICA

I. INTRODUCERE

Lucrările de căi de comunicație (drumuri și căi ferate) necesită de cele mai multe ori un volum mare de terasamente în rambleu sau debleu. Calculul acestor terasamente se face obișnuit cu ajutorul profilelor transversale care pot fi în : debleu, rambleu sau mixt. Indiferent de forma profilului transversal, volumul de terasament necesar pentru realizarea profilului se poate descompune în :

— volumul necesar pentru realizarea platformei drumului,

— volumul necesar pentru asigurarea stabilității versanților.

În practică metoda curbelor de nivel este cea mai folosită pentru reprezentarea reliefului în plan. Pe aceste plane și curbe de nivel se fixează traseul drumului.

Prin lucrarea de față ne propunem de a calcula volumele de terasament necesare direct cu ajutorul curbelor de nivel fără a mai executa în prealabil profilele transversale de pe planurile topografice, operație care necesită un volum mare de muncă. Pentru a putea calcula volumele de terasament cu ajutorul curbelor de nivel este necesar ca lucrările terasiere să fie reprezentate și ele prin curbe de nivel.

2. REPREZENTAREA LUCRĂRILOR TERASIERE PRIN CURBE DE NIVEL

Suprafața topografică pe care urmează să fie amplasată lucrarea este reprezentată prin curbe de nivel. Pentru determinarea volumului de terasamente și modificările care survin în execuția lucrării (săpăturile sau umpluturile) trebuie și ele reprezentate prin curbe de nivel.

În cazul traseului unui drum distingem următoarele cazuri ;

1. Aliniamente în palier ;
2. Aliniamente cu declivități ;
3. Curbe în palier ;
4. Curbe cu declivități.

În lucrarea de față se studiază numai cazul aliniamentelor în palier.

2.1. Aliniamente în palier

Platforma drumului în acest caz fiind orizontală înseamnă că cele două drepte care marchează muchiile platformei sînt curbe de nivel avînd cota egală (în cazul fig. 1 cota platformei este 380 m).

Avînd în vedere poziția în spațiu a muchiilor platformei drumului, față de cele ale suprafeței topografice putem distinge cele trei tipuri de profile transversale (fig. 1 *a*, 1, *b* și 1 *c*).

Caracteristica comună a acestor trei tipuri de profile constă în faptul că versanții trebuiesc corectați printr-un taluz artificial cu o pantă care să le asigure stabilitatea. În cazul de față avem două tipuri de taluze:

— taluz în debleu cu o pantă mai mare 1 : *m* (ambele taluze ale profilului 1*a* și taluzul versantului drept 1*a* profilului 1*b*).

— taluz în rambleu cu o pantă de stabilitate mai mică 1 : *n* (ambele taluze ale profilului 1*c* și taluzul versantului stîng a profilului 1*b*).

Se presupune că natura terenului este constantă de-a lungul traseului analizat și deci panta pentru toate taluzele în debleu, respectiv în rambleu, este aceeași, ea putînd fi definită printr-o singură scară de pantă ale planului înclinat corespunzător celor două situații posibile. Dacă traseul nu este prea lung scările de pantă corespunzătoare se construiesc la extremitatea traseului (fig. 2), două cîte două pentru a putea trasa cu ușurință curbele de nivel ale planului înclinat (care sînt drepte rezultînd din unirea punctelor de egală cotă a celor două scări de pantă).

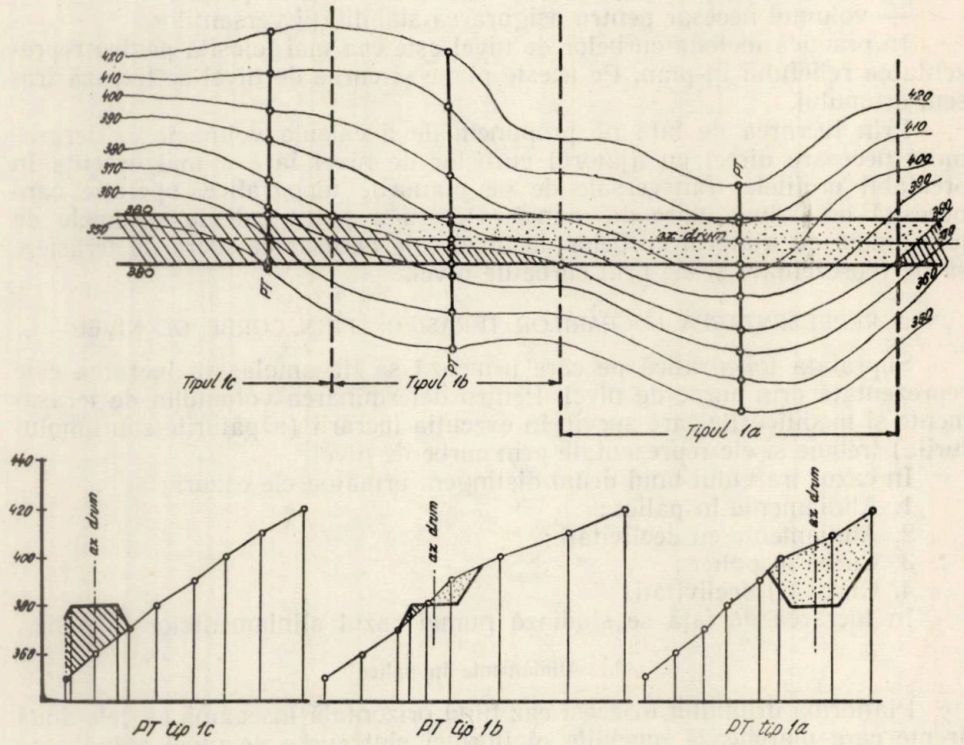


Fig. 1. Tipuri de profile transversale întîlnite la o porțiune de drum în aliniamente și palier.

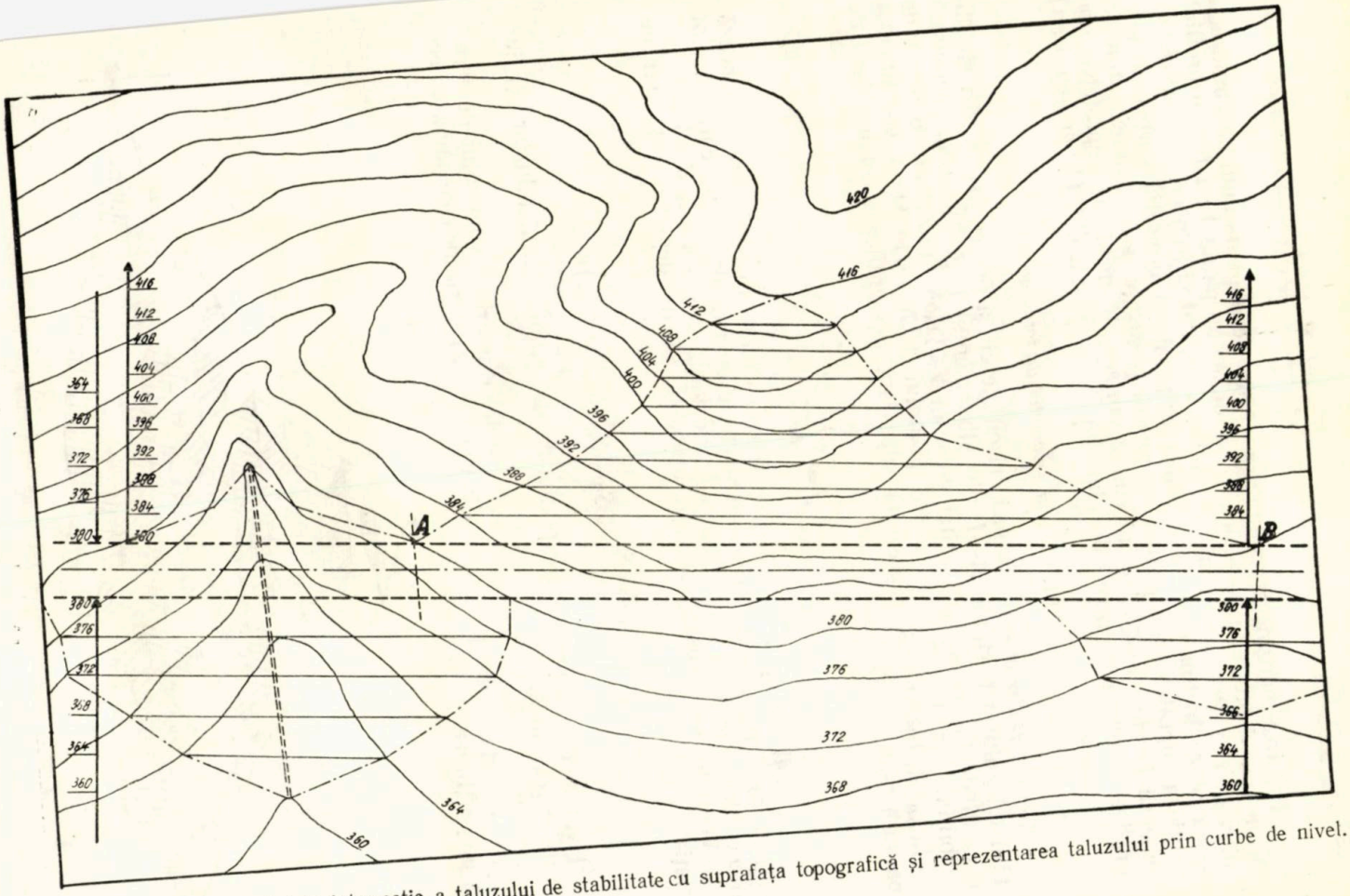


Fig. 2. Construcția curbei de intersecție a taluzului de stabilitate cu suprafața topografică și reprezentarea taluzului prin curbe de nivel.

Printr-o margine a drumului s-au dus două plane unul cu panta egală $1 : m$ (cazul profilului în debleu) și al doilea cu panta $1 : n$ (cazul profilului în rambleu). Pentru taluzul care trebuie corectat și înlocuit cu unul din cele două plane înclinate se va construi în prealabil proiecția curbei de intersecție a suprafeței topografice cu planul respectiv. Pe porțiunea unde trebuie să facem corecția se înlocuiesc curbele de nivel ale suprafeței topografice cu curbe de nivel ale planului de pantă stabilit ($1 : m$ sau $1 : n$).

2.1.1. *Calculul volumului de terasament*

Pentru realizarea platformei orizontale cît și pentru asigurarea stabilității taluzului a porțiunii $A—B$ din aliniamentul (fig. 2) trebuie deplasată o cantitate de terasament avînd volumul V. Dacă taluzul are o pantă de stabilitate de $1 : m = 1/1{,}5$, scara planului $1 : N = 1/1\,000$ și echidistanța curbelor de nivel care reprezintă suprafața topografică $e = 4$ m, scara de pantă a taluzului va fi :

$$d = \frac{e \cdot m}{N}.$$

În cazul exemplului nostru $d = 6$ mm. Planul înclinat care marchează taluzul va fi reprezentat prin linii paralele cu axa drumului, care nu sînt altceva decît curbe de nivel a căror echidistanță la scară este $d = 6$ mm.

Volumul de terasament care urmează să fie deplasat este dat de relația :

$$V = \left(\frac{S_1 + S_n}{2} + S_2 + S_3 + \ldots + S_{n-1} \right) e$$

Acest volum este cuprins între platforma drumului, planul taluzului și suprafața topografică.

Pentru a arăta metoda practică de determinare a volumului de terasament s-a detașat din planul de situație (fig. 2) porțiunea de taluz corectată pe porțiunea $A—B$ (fig. 3).

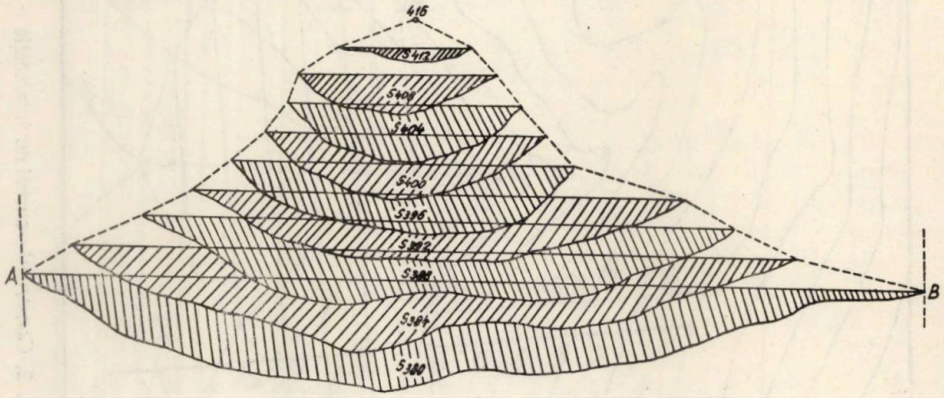


Fig. 3. Suprafețele de nivel ale volumului de terasament.

Valoarea suprafețelor S_{380}—S_{416} a fost determinată prin planimetrarea acestora.

Dacă în relația care dă volumul de terasament notăm;

$$\frac{S_1+S_n}{2}+S_2+S_3+\ldots+S_{n-1}=S_t \text{ (suprafața totală)},$$

rezultă:

$$V=S_t \cdot e.$$

Pentru cazul din (fig. 3) în care:

$$S_t=7496 \text{ m}^2$$

$$e=4 \text{ m}$$

rezultă:

$$V_t=7496\times 4=29\,984 \text{ m}^3.$$

2.1.2. *Factori care influențează precizia determinării volumului de terasament*

Principalii factori care intervin în determinarea volumului de terasament și care acționează asupra preciziei cu care acesta a fost determinat sînt:

— echidistanța curbelor de nivel care reprezintă suprafața topografică,

— precizia cu care aceste curbe au fost trasate,

— forma suprafeței topografice și panta acesteia,

— precizia cu care a fost determinată valoarea suprafeței S_t prin planimetrare.

Toți acești factori intervin în calculul volumului de terasament fie că acesta este calculat prin metoda profilelor transversale sau prin reprezentarea prin curbe de nivel a lucrărilor terasiere. Primii doi factori (echidistanța curbelor de nivel care reprezintă suprafața topografică și precizia cu care acestea au fost trasate), se poate spune că au aceeași influență indiferent de metoda de lucru pe care o folosim.

Este cunoscut faptul că cu cît echidistanța curbelor de nivel care reprezintă suprafața topografică este mai mică, cu atît precizia cu care se determină volumul de terasament este mai mare.

In cazul cînd volumul de terasament este determinat prin folosirea curbelor de nivel, în reprezentarea lucrărilor terasiere, în cazul unei echidistanțe mici pentru curbele de nivel care reprezintă suprafața topografică rezultă volume elementare mici (trunchiul de con are o înălțime mică) și forma lor reală se apropia mai mult de forma matematică presupusă (trunchi de con sau de piramidă).

In ceea ce privește precizia cu care au fost trasate curbele de nivel acest lucru depinde de calitatea ridicării topografice respective.

Influența formei suprafeței topografice și precizia cu care a fost determinată valoarea suprafeții, poate fi redusă prin introducerea unui coeficient de corecție al volumului total care ține cont de echidistanță, pantă și forma suprafeții topografice și prin metodologia de lucru în determinarea valorii suprafețelor cu ajutorul planimetrului.

In diagramele din (fig. 4, 5 și 6) rezultă valoarea coeficientului C cu ajutorul căruia se poate face corectarea volumului rezultat din calcule, ținînd cont de echidistanța curbelor de nivel, panta terenului și forma suprafeței topografice.

Din aceste diagrame rezultă că în cazul unor echidistanțe mici de 1—2 m, volumului rezultat din calcule nu trebuie să-i fie adusă nici o corecție.

In cazul terenurilor accidentate (curbe de nivel dese — în cazul taluzurilor abrupte) planimetrarea suprafețelor nu trebuie efectuată pentru fiecare curbă de nivel, în această situație se pot planimetra mai puține curbe, adică se consideră o echidistanță mai mare. Funcție de echidistanță pantă și formă se citește din diagramă coeficientul de corecție pentru volumul de terasament.

Volumul real de terasament este dat de relația :

$$V_{real} = C \cdot V.$$

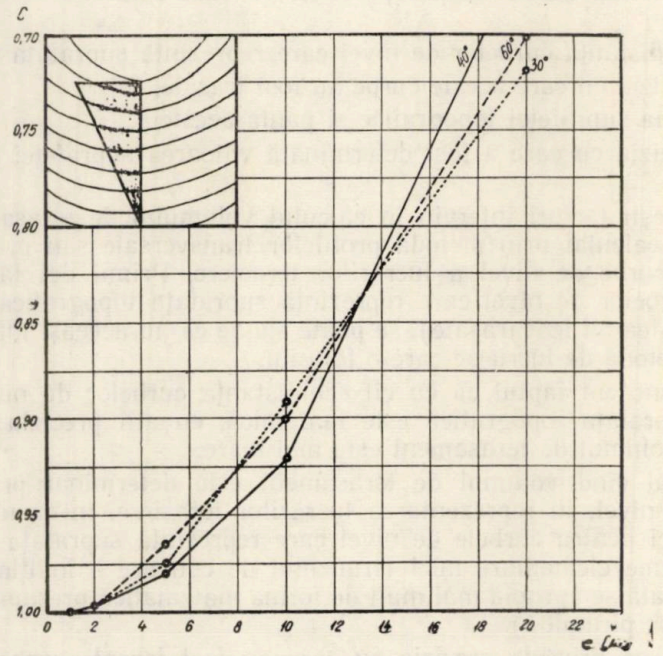


Fig. 4. Coeficientul de corecție C pentru teren cu pantă uniformă.

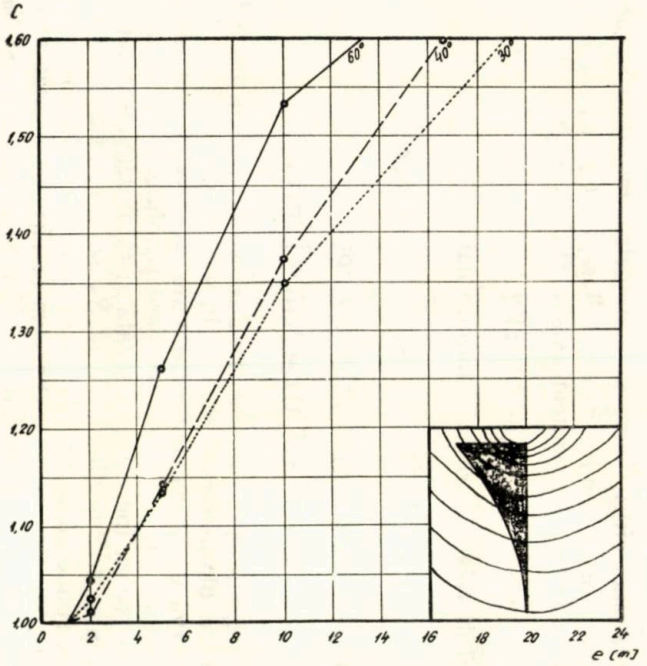


Fig. 5. Coeficientul de corecție C pentru teren cu pantă variabilă crescîndă.

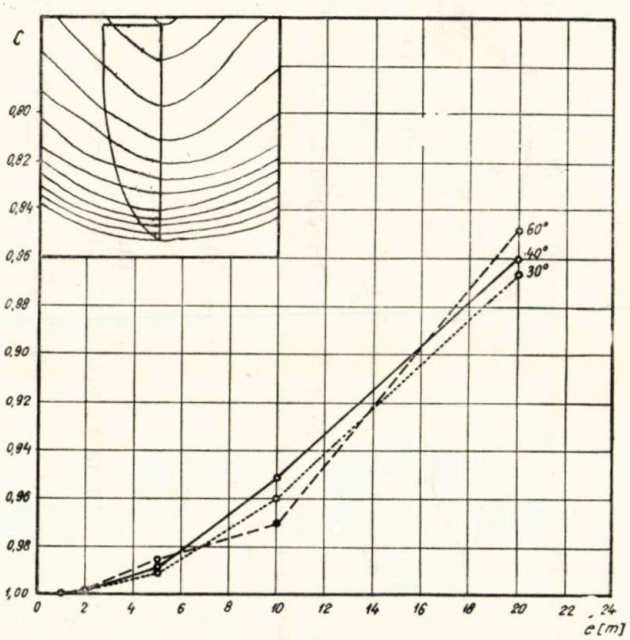


Fig. 6. Coeficientul de corecție C pentru teren cu pantă variabilă descrescîndă.

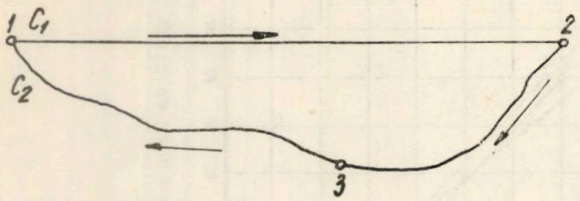


Fig. 7. Planimetrarea separată a suprafețelor de nivel.

În ceea ce privește valoarea suprafeții S_t care intervine în calculul lui V este determinată din însumarea unor suprafețe a căror valoare este determinată prin planimetrare. În general suprafețele planimetrate au forma din (fig. 7). Valoarea acestei suprafețe se determină prin planimetrarea acestea în sensul indicat de săgeată pornind din punctul 1.

Suprafața este dată de relația :

$$S = K\,(C_2 - C_1)$$

în care :

K = constantă funcție de scara planului
C_1 = citirea efectuată la planimetru în momentul pornirii din punctul 1
C_2 = citirea efectuată la planimetru în momentul întoarcerii în punctul 1

Pentru determinarea valorii celor n suprafețe operația de planimetrare se repetă de n ori.

Dacă asupra unei citiri făcute la planimetru am comis eroarea medie $\pm\varepsilon$, eroarea medie totală comisă asupra diferenței $C_2 - C_1$ va fi $\pm\varepsilon\sqrt{2}$. În acest caz eroarea pe care o comitem asupra suprafeței S va fi :

$$\varepsilon_S = \pm K \cdot \varepsilon \sqrt{2}.$$

Ținînd cont de relația care dă volumul total :

$$V = \left(\frac{S_1 + S_n}{2} + S_2 + S_3 + \ldots + S_{n-1}\right) e$$

eroarea pe care o comitem asupra volumului total va fi :

$$\varepsilon_V = \pm\,(\varepsilon_S \sqrt{n})\, e = \pm\,(K \cdot \varepsilon \sqrt{2n})\, e.$$

Eroarea comisă asupra volumului de terasament se poate reduce aplicînd procedeul de planimetrare indicat în (fig. 8). Din formula care dă volumul se observă că suprafețele orizontale $S_2 \ldots S_{n-1}$ nu intervin individual ci prin suma lor, motiv pentru care planimetrarea se face pornind din punctul 1 în sensul indicat de săgeată și reîntorcîndu-ne tot în punctul 1 din care am plecat. Suprafețele S_1 și S_n se vor planimetra separat, în concluzie putem spune că pentru determinarea suprafeței S_t care intervine în calculul volumului V va trebui să facem două citiri la planimetru pentru suprafețele $S_2 \ldots S_{n-1}$ și patru citiri pentru suprafețele S_1 și S_n în total șase citiri, față de cele n citiri efectuate în situația cînd planimetram fie-

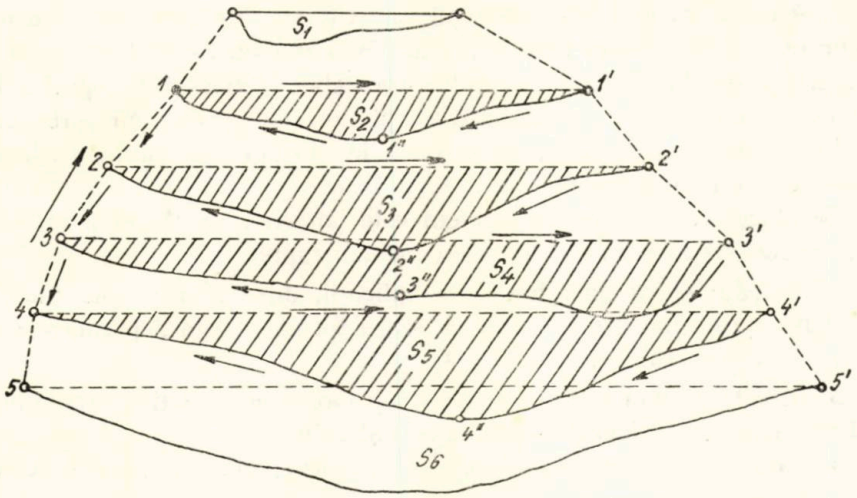


Fig. 8. Planimetrarea combinată a suprafețelor de nivel.

care din aceste suprafețe. În acest caz eroarea totală care o comitem asupra volumului va fi mai mică și este dată de relația :

$$\varepsilon_V = \pm (K\varepsilon \sqrt{6})\, e .$$

Această metodă de planimetrare pe lîngă faptul că reduce influența erorii de citire, mai are și marele avantaj că este mult mai expeditivă și mai puțin obositoare.

În cazul metodei determinării volumelor de terasament cu ajutorul profilelor transversale această eroare nu poate fi redusă datorită faptului că trebuie planimetrat separat fiecare profil transversal.

3. CONCLUZII

Pe baza celor de mai sus se desprind următoarele :

1. Determinarea volumului de terasament prin metoda propusă dă rezultate incomparabil mai exacte decît prin metoda profilelor transversale. În cazul planurilor cu curbe de nivel cu o echidistanță de 1—2 m coeficientul de corecție a volumului de terasament rezultat din calcul este sensibil egal cu 1.

2. Dacă terenurile sînt accidentate (curbe de nivel dese — în cazul taluzelor abrupte) în funcție de exactitatea dorită se pot planimetra mai puține curbe, adică se poate admite o echidistanță mai mare. În această situație munca de calcul se reduce aproximativ cu raportul e_e/e. în care :

e_a = echidistanța admisă (artificială) și
e = echidistanța reală (de pe plan).

3. Această metodă are avantajul că toate studiile sînt executate pe un singur plan și în același timp este mult mai rapidă. Acest lucru o face să fie foarte indicată în cazul studiilor prealabile (STE și în special PA), cînd de regulă traseele se studiază pe planuri topografice cu curbe de nivel. In asemenea situații trebuiesc luate în discuție mai multe variante și eliminate cele necorespunzătoare.

De obicei volumul de terasament este hotărîtor în alegerea unei soluții. Prin această metodă pot fi trase concluzii rapide.

4. Metoda își va găsi frecvente aplicații, din ce în ce mai mult, dat fiind tendința de folosire în viitor pe scară tot mai largă a planurilor topografice ridicate aerofotogrametric.

5. In cele de mai sus s-a analizat un caz simplu pentru exemplificare, cînd drumul s-a considerat în aliniament și palier.

Metoda poate fi extinsă și aceasta va urma pentru cazurile celelalte.

6. Extinzînd domeniul de aplicare a metodei se vor putea trage concluzii relativ rapide privind sistemul constructiv al profilelor transversale în ceea ce privește amplasarea zidurilor de sprijin în vederea unei soluții optime din punct de vedere economic.

BIBLIOGRAFIE

1. R. Rothe, *Darstellende Geometrie des Geländes*, Editura B. G. Teubner-Berlin

ИЗОБРАЖЕНИЕ ЗЕМЛЯНЫХ РАБОТ ПРИ ПОМОЩИ ГОРИЗОНТАЛЕЙ

(РЕЗЮМЕ)

Большой объём земляных работ при некоторых инженерных сооружениях, требует большое количество измерений и вычислений во время проектирования.

В работе предлагается оценивать объём земляных работ при помощи горизонталей.

С этой целью предлагается метод изображения проектируемых работ при помощи горизонталей, а метод вычисления объема земляных работ — планиметрированием.

Указывается также на возможность использования приближенного мецода определения передвижения земли, для установления найболее экономичного решения.

DIE DARSTELLUNG DER ERDARBEITEN DURCH HÖHENSCHICHTLINIEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die grosse Erdmassenbewegung einiger Inginieurarbeiten, erfordert einen grossen Arbeitsaufwand beim Rechnen und Vermessen bei einigen Entwurfsarbeiten.

Die vorliegende Arbeit bringt einige Vereinfachungen, durch Verwendung von Höhenschichtlinien, bei der Massenberechnung. In diesem Sinne schlägt man das Verfahren der Darstellung der neuen Arbeiten durch Höhenschichtlinien und das Verfahren des Massenberechnung durch Planimetrieren vor.

Es wird ein Näherungsverfahren für die Bestimmung der Massenbewegungen in bezug auf die Festsetzung der besten Lösung mehrerer Varianten vorgeschlagen.

CONSIDERAȚII GENERALE ASUPRA CALCULULUI STATIC AL STRUCTURILOR SPAȚIALE

DE

I. MUNTEANU, I. STURZ

1. Rezolvarea structurilor spațiale general nedeterminate, se poate face prin două metode distincte, ca urmare a celor două variante sub care se poate scrie expresia lucrului mecanic virtual : varianta deplasărilor virtuale care din punct de vedere static exprimă condiția de echilibru a sistemului real de forțe și varianta forțelor virtuale care din punct de vedere geometric exprimă condiția de compatibilitate a poziției deformate reale.

Astfel, dacă corespunzător forțelor de legătură în exces ale structurii, se scriu condiții de compatibilitate a poziției deformate reale, se obține metoda forțelor, respectiv dacă condițiile ce se scriu corespunzător deplasărilor în exces, posibile ale structurii, sînt de echilibru al sistemului real de forțe, se obține metoda deplasărilor. Rezultă că necunoscutele problemei sînt : forțele de legătură în exces, pentru metoda forțelor și deplasările în exces pentru metoda deplasărilor.

Sistemul de ecuații de condiție poate fi scris în general pentru ambele metode sub forma :

$$\{C\}=[i]\{N\}+\{L_0\}=0 \tag{1}$$

unde :

$\{C\}$ este matricea coloană a caracteristicii condiționate, (matricea condiției); numărul de linii este egal cu numărul p de necunoscute ale problemei,

$\{L_0\}$ — matricea coloană, a termenilor din încărcare, din cauza reală,

$\{N\}$ — matricea coloană, zisă matricea necunoscutelor problemei,

$[i]$ — matricea patrată, a invarianților structurii.

Soluția problemei este

$$\{N\}=-[i]^{-1}\{L_0\}. \tag{2}$$

Pentru metoda forțelor, în mod specific, termenii sînt :

$$\{\Delta_i\}=[\delta_{ij}]\{X_j\}+\{\Delta_{i,0}\}=0 \tag{3}$$

unde :

$[\delta_{ij}]$ este numită matricea flexibilității structurii, termenul δ_{ij} fiind unul din cele n^2 elemente ale matricii, $(i, j=1 \ldots, n)$,

$\{X_j\}$ — matricea forțelor hiperstatice (de legătură în exces),

$\{\Delta_{i,0}\}$ — matricea deformațiilor din încărcarea reală P,

$\{\Delta_i\}$ — matricea deplasărilor elastice punctuale totale produse pe direcțiile forțelor de legătură în exces, X_i.

Pentru metoda deplasărilor, se obține :

$$\{X_i\}=[x_{ij}]\{\Delta_j\}+\{X_{i,0}\}=0 \tag{4}$$

unde :

$[x_{ij}]$ este numită matricea rigidității : $(i, j=1, \ldots, d)$,

$\{\Delta_j\}$ — matricea deplasărilor hipergeometrice,

$\{X_{i,0}\}$ — numită matricea forțelor din încărcarea reală P.

Caracteristicile generalizate Δ respectiv X și P vor fi deplasări liniare sau unghiulare respectiv forțe propriu zise sau momente.

Dacă în ecuația matriceală (1), condițiile scrise sînt concomitent de hiperstaticitate și de hipergeometricitate, adică de compatibilitate a deformatei reale respectiv de echilibru al sistemului de forțe dat, se obține ceea ce este numită metoda mixtă ; această exprimare poate aduce uneori avantaje în calcul.

Numărul de parametri generalizați p, $(p=n, p=d)$ ce definesc o structură general nedeterminată depinde de structură prin modul de legare al barelor între ele și față de teren. Astfel se distinge numărul n de forțe de legătură în exces, pentru metoda forțelor, respectiv numărul d de deplasări în exces, pentru metoda deplasărilor. O aceeași structură hiperstatică $(n > 0)$ este în general și hipergeometrică $(d > 0)$, și de obicei $n \neq d$. Structurile cu zăbrele, presupunînd că au nodurile articulate, pot avea $n > 0$ fără ca să fie $d > 0$.

Pentru o structură în spațiu, formată din bare drepte,

$$n=l+r-6c \tag{5}$$

și în ipoteza că barele nu se alungesc

$$d=6n_n-c \tag{6}$$

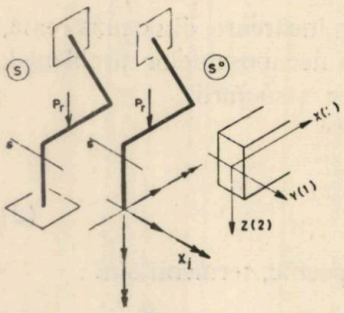


Fig. 1.

unde : l este numărul legăturilor simple între structură și teren, r este numărul de legături simple între cele c corpuri ce formează structura și n_n este numărul de noduri rigide ale structurii.

Pornind de la ideea că structura reală S sub acțiunea sarcinilor P_r se comportă identic cu structura de bază S^0 care este încărcată cu forțele P_r și cu necunoscutele generalizate N_j, rezultă că în mod corespunzător în metoda

forțelor sistemul S^0 este o structură isostatică sau parțial hiperstatică sub sarcinile P_r și X_j iar în metoda deplasărilor sistemul S^0 este o structură multi-hiperstatică dar isogeometrică sub acțiunile generalizate P_r și Δ_j. Calculul termenilor δ_{ij}, $\Delta_{i,0}$ respectiv x_{lj} și $X_{i,0}$ se va conduce deci pe structurile S^0 corespunzătoare, structuri cu rezolvare cunoscută.

Soluția sistemului (3) sau (4) este de forma (2).

Pentru structurile rezolvate prin metoda deplasărilor, deoarece numărul de necunoscute d este dat de numărul rotirilor și cel al deplasărilor liniare ale nodurilor, adică

$$d = d_r + d_l > 0 \tag{6'}$$

rezultă că sistemul (4) poate fi scris sub forma

$$\begin{bmatrix} x_{rr} & \vdots & x_{rl} \\ \cdots & \vdots & \cdots \\ x_{lr} & \vdots & x_{ll} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta_r \\ \cdots \\ \Delta_l \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} X_{r,0} \\ \cdots\cdots \\ X_{l,0} \end{Bmatrix} = 0 \tag{4'}$$

unde :

x_{rl} este submatricea momentelor din acțiunile deplasărilor liniare unitare ale nodurilor ;

x_{rr} — submatricea momentelor din acțiunile deplasărilor unghiulare unitare ale nodurilor.

(Observație. Indicii r, l nu sînt indici de numerotare ci arată proveniența de natură fizică a elementelor din matrice).

Soluția poate fi scrisă sub forma :

$$\begin{Bmatrix} \Delta_r \\ \cdots \\ \Delta_l \end{Bmatrix} = - \begin{bmatrix} x_{rr} & \vdots & x_{rl} \\ \cdots & \vdots & \cdots \\ x_{lr} & \vdots & x_{ll} \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} X_{r,0} \\ \cdots\cdots \\ X_{l,0} \end{Bmatrix} \tag{7}$$

Deoarece acțiunea Δ_r aplicată pe structura S^0 influențează numai nodurile direct legate de nodul solicitat, rezultă că ecuația matriceală (4) se poate rezolva în două etape : în prima se satisface echilibrul momentelor, în a doua se satisface și echilibrul forțelor tăetoare.

Știind că din condițiile fizice ale problemei un astfel de sistem matematic este unic determinat, presupunînd că ordinea de notare a necunoscutelor și de scriere a sistemului este aceea care permite ca matricele x_{rr}, x_{ll} și $(x_{ll} - x_{lr} \cdot x_{rr}^{-1} \cdot x_{rl})$ să fie nesingulare se poate trece la rezolvarea prin împărțire în patru submatrici.

Se obțin soluțiile :

$$\Delta_r = -x_{rr}^{-1} \cdot X_{r,0} - x_{rr}^{-1} \cdot x_{rl} \cdot \Delta_l \tag{8}$$

$$\Delta_l = -(x_{ll} - x_{lr} \cdot x_{rr}^{-1} \cdot x_{rl})^{-1} (X_{l,0} - x_{lr} \cdot x_{rr}^{-1} \cdot X_{r,0}) \tag{9}$$

Observînd că matricea coloană Δ_r este o sumă de două matrici coloană, aceasta permite a scrie primele d_r necunoscute desfăcute în sume de cîte doi termeni și în mod analog ultimele d_l necunoscute. Aceasta corespunde la următoarea scriere,

$$\begin{Bmatrix} \Delta_r \\ \dots \\ \Delta_l \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \Delta_r^{\mathrm{I}} + \Delta_r^{\mathrm{II}} \\ \dots \quad \dots \\ \Delta_l^{\mathrm{I}} + \Delta_l^{\mathrm{II}} \end{Bmatrix} \tag{10}$$

în care $\Delta_l^{\mathrm{I}} = 0$.

Se poate impune lui Δ_r^{I} să satisfacă ecuația

$$x_{rr}\Delta_r^{\mathrm{I}} + X_{r,0} = 0 \tag{11}$$

rămînînd ca celelalte două matrice Δ_r^{II} și Δ_l^{II} să satisfacă următoarele două ecuații :

$$x_{rr}\Delta_r^{\mathrm{II}} + x_{rl}\Delta_l^{\mathrm{II}} = 0 \tag{12}$$

$$x_{lr}\Delta_r^{\mathrm{II}} + x_{ll}\Delta_l^{\mathrm{II}} = X_{l,0} - x_{lr}\Delta_r^{\mathrm{I}}. \tag{13}$$

Motivul pentru care s-a făcut descompunerea matricei coloană a necunoscutelor în felul arătat, corespunde situației fizice că în etapa I, necunoscutele Δ_l^{I} sînt nule. În plus matricea x_{rr} care este de tip Jakobi permite a determina necunoscutele Δ_r^{I} cu ușurință ; de asemenea deoarece este satisfăcut criteriul de convergență Wittmeyer ecuația se poate rezolva prin aproximații succesive.

În felul acesta este rezolvată ecuația matriceală (4).

2. Starea de eforturi va fi determinată în orice secțiune x și după axa a, dacă se cunoaște diagrama de momente M_a, $(a = 1, 2)$.

$$M_a = M_a^0 + \sum_{j=1}^{n} m_{aj}^0 \cdot X_j \tag{14}$$

respectiv

$$M_a = \mathfrak{M}_a^0 + \sum_{j=1}^{d} k_{aj}^0 \cdot \Delta_j \tag{15}$$

iar deformata va fi cunoscută utilizînd relația ce decurge din formula lucrului mecanic virtual aplicat corpurilor elastice, în spațiu :

$$\bar{1}_s \cdot \Delta_s = \sum_b \sum_{a=1}^{2} \int_0^l M_a m_{as} \frac{dx}{EJ_a} + \sum_b \int_0^l M_3 m_{3s} \frac{dx}{GJ_3} + \sum_b \sum_{a=1}^{2} \varkappa_a \int_0^l T_a t_{as} \frac{dx}{GA} +$$

$$+ \sum_b \int_0^l N_a n_{3s} \frac{dx}{EA} + \sum_b \sum_{a=1}^{2} \int_0^l \alpha \frac{\Delta t_a^0}{h} m_{as} \cdot dx + \sum_b \int_0^l \alpha \cdot t_3^0 \cdot n_{3s} \cdot dx \tag{16}$$

sau restrîns :

$$\bar{1} \cdot \Delta = (M, m) + (N, n) + (T, t) + (t^0, n). \tag{17}$$

Primul termen reprezintă un lucru mecanic virtual exterior și arată implicit deformația Δ după direcția s a forței virtuale $\bar{1}$. Dacă această forță virtuală $\bar{1}$ este aplicată exterior, Δ este o deformație absolută și înfășurătoarea acestora reprezintă deformata structurii. Dacă forța virtuală $\bar{1}$ este aplicată pe direcția unei forțe de legătură exteriorizate (o pereche de forțe unitare aplicate după legătura simplă considerată), Δ este o deplasare elastică relativă.

3. Verificarea diagramelor de eforturi obținute se face în mod obișnuit în două etape, în ordinea ușurinței calculului și anume:

— verificarea statică,

— verificarea energetică.

3.1. Verificarea statică presupune satisfacerea următoarelor expresii:

$$A \overset{!}{=} 0, \quad (\sum M)_A \overset{!}{=} 0; \quad (A = X, Y, Z). \tag{18}$$

Deoarece în mod obișnuit pe baza diagramei de încărcări P_r și de momente M se determină diagrama forțelor tăetoare T și apoi a celor normale N (prin ecuații de echilibru static pentru bară respectiv pentru nod), rezultă că pentru o diagramă M verificată, în mod normal diagramele T și N ar rezulta verificate.

3.2. Verificarea energetică constă în satisfacerea expresiei de lucru mecanic virtual:

$$\bar{1}_s \cdot \Delta_s \overset{!}{=} 0 \tag{19}$$

care reprezintă condiția de continuitate sau de deplasare relativă nulă de-a lungul legăturii simple s. Pentru această deplasare elastică relativă Δ_s (conform 16) se va putea scrie:

$$\bar{1} \cdot \Delta_s = \bar{1} (\Delta_s' + \Delta_s'') \tag{20}$$

valorile Δ_s' și Δ_s'' fiind deplasările în cele două sensuri de pe direcția s după care a fost aplicată perechea de forțe $\bar{1}$. În continuare, se poate scrie că expresia:

$$\bar{1}_s \cdot \Delta_s = \bar{1}_s (\Delta_s' + \Delta_s'') \overset{!}{=} 0 \tag{19}$$

conduce la:

$$\Delta_s' \overset{!}{=} -\Delta_s'' \tag{21}$$

și deoarece structura pe care au fost calculate valorile Δ_s', Δ_s'' este static determinată, rezultă că pentru structura static nedeterminată verificarea diagramei M conduce la condiția

$$(M, m^{0'}) \overset{!}{=} -(M, m^{0''}) \tag{22}$$

unde

$$m^{0'} + m^{0''} = m^0. \tag{23}$$

Dacă în (22), de exemplu $m^{0'}$ este zero și deci și $\Delta'_s = 0$, rezultă că relația (21) devine

$$0 \overset{!}{=} \Delta''_s \tag{24}$$

ceea ce arată că direcția s după care s-a făcut verificarea continuității corespunde unei rezemări.

3.3. Verificările statice ca și cea energetică separat luate, în general nu sînt suficiente și după cum se știe, la sistemele nedeterminate condiția pusă în sistemul de ecuații (1) arată care anume verificări sînt principale. Astfel, dacă sistemul de ecuații reprezintă condiții de compatibilitate, verificările energetice sînt cele importante iar dacă ecuațiile reprezintă condiții de echilibru static, verificările statice au mai mare greutate decît cele energetice [1].

4. Calculul deformatei Δ_s deci a deformațiilor absolute pentru structura nedeterminată, cere cunoașterea diagramelor de eforturi M, m, etc. de pe această structură. Cunoscînd identitatea dintre sistemele structură-forțe (S—P_r) și (S^0—P_r, X_j), se poate scrie suprapunerea efectelor:

$$\Delta_s = \Delta_s^0 + \sum_{j=1}^{n} \Delta_{sj}^0 \tag{25}$$

și conform cu (16)

$$\Delta_s^0 = \sum_b \sum_a \int_0^l M_a^0 m_{as}^0 \frac{dx}{EJ_a} \tag{26}$$

respectiv:

$$\sum_{j=1}^{n} \Delta_{sj}^0 = \sum_{j=1}^{n} \delta_{sj}^0 X_j = \sum_b \sum_a \sum_{j=1}^{n} \int_0^l m_{as}^0 m_{aj}^0 X_j \frac{dx}{EJ_a} \tag{27}$$

și deci

$$\Delta_s = \sum_b \sum_a \int_0^l m_{as}^0 \left(M_a^0 + \sum_{j=1}^{n} m_{aj}^0 \cdot X_j \right) \frac{dx}{EJ_a} \tag{28}$$

sau conform cu (14)

$$\Delta_s = \sum_b \sum_a \int_0^l M_a m_{as}^0 \frac{dx}{EJ_a}. \tag{29}$$

Relația (29) înlocuiește diagrama m din (16) cu m^0, încărcările virtuale care le produc rămînînd aceleași (una forță $\bar{1}$), căci ținînd seama de (22), rezultă că în (29)

$$m^0 = m^{0'} \quad \text{sau} \quad m^0 = m^{0''} \tag{30}$$

ceea ce dovedește posibilitatea știută a înlocuirii sistemului (S—$\bar{1}$) cu sistemul (S^0—$\bar{1}$), adică în (29) m_{as}^0 este efectul unei singure forțe uni-

tare din cele două ce se pot aplica în secțiunea făcută. Dacă $m^{0'}$ (sau $m^{0''}$) este zero, relația (29) se confundă cu (22).

Pentru a obține valoarea exactă a deformației Δ se vor folosi toate eforturile, conform cu (16).

CONCLUZII

Pornind de la dualitatea efor-deformație sau forță-deplasare, etc., se ajunge la cele două metode de calcul al structurilor general nedeterminate; lucrînd cu elemente interdependente, se știe că cunoscînd starea de eforturi (sau de deformații) se poate calcula starea de deformații (sau de eforturi) din structura studiată.

Formula lucrului mecanic virtual aplicat corpurilor elastice în varianta forțelor virtuale conduce la obținerea relației (16).

$$\overline{1} \cdot \Delta = (M, m) \tag{16}$$

care în forma (22)

$$\Delta = (M, m^0) = (M, m^{0'}) + (M, m^{0''}) \overset{!}{=} 0 \tag{22}$$

este o relație de verificare energetică, sau de deplasare relativă, iar în forma (29)

$$\Delta = (M, m^{0'}) = (M, m^{0''}) = (M, m) \tag{29}$$

permite calculul deformației (deplasării absolute) structurilor nedeterminate.

BIBLIOGRAFIE

1. Mazilu P., *Statica construcțiilor* II, E. T. București, 1959.
2. Gheorghiu Al., *Statica construcțiilor* II, E.T. București, 1965.
3. Avram C., *Curs de statica construcțiilor* II, I. P. Timișoara.
4. Michalos J., Grossfield B., Analysis of Interconnected Space Frames, Preliminary Publication, 7 th Congers, IABSE, Rio de Janeiro, 1964.
5. Munteanu I., Coeficienți de influență pentru deplasări, Buletinul I. P. Timișoara, 9 (23) 1—1964.

ОБЩИЕ СООБРАЖЕНИЯ О СТАТИЧЕСКОМ РАСЧЕТЕ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ СООРУЖЕНИЙ

(РЕЗЮМЕ)

Авторы работы задались делью выразить единично кратко задачи статики непределенных конструкций и обобщить результаты на пространственные структуры. Приводятся уравнения условий, соотношения для вражения состояния усилий и деформаций, а также и контрольные соотношения диаграмм усилий.

CONSIDERATIONS GÉNÉRALES EN CE QUI CONCERNE LE CALCUL DES STRUCTURES SPATIALES

(RÉSUMÉ)

Les questions des Statiques des constructions indeterminés des structures spaţiales sont exprimés dans une maniere unitaire et synthétique. On doment les equations des conditions sous forme matricielle et avec la solution formalle, les relations pour l'état des efforts et des deformations et aussi les rélations qui conduissent au verification des ces efforts.

STUDIUL INFLUENȚEI UNOR PARAMETRII CONSTRUCTIVI ȘI FUNCȚIONALI AI CIOCANELOR ASUPRA PROCESULUI DE LUCRU AL MORILOR CU CIOCANE *

DE

M. CAPROIU, N. IONESCU, L. FITERO

I. INTRODUCERE

În procesul de pregătirea hranei în zootehnie, morile cu ciocane folosite pentru măcinarea nutreturilor concentrate, reprezintă unul dintre cei mai mari consumatori de energie, datorită volumului mare de nutreturi supuse măcinării pe plan național și totodată consumului specific de energie pentru măcinare, ridicat.

Studiul teoretic și experimental al procesului de mărunțire a nutreturilor concentrate, permite stabilirea unor valori corespunzătoare a parametrilor constructivi și funcționali ai organelor active de mărunțire.

Aceste studii trebuie să conducă la realizarea unor forme constructive de ciocane care la un regim de lucru dat să aibă un consum specific de energie cît mai redus.

Problema reducerii consumului dee energie în procesul măcinării concentratelor prin metoda loviturii libere, a constituit obiectul a multe cercetări. În aceste lucrări se analizează însă numai influența debitului de alimentare, a proprietăților fizico-mecanice a nutretului cît și a parametrilor constructivi ai sitelor asupra consumului specific de energie pentru măcinare [3].

Scopul prezentei lucrări constă în stabilirea corelației optime dintre indicii de productivitate, energetici și calitativi de lucru, determinați de geometria ciocanelor montate pe rotorul morii. De asemeni de a verifica în mod experimental influența geometriei ciocanelor asupra măcinării diferitelor nutreturi concentrate.

II. CONSIDERAȚII GENERALE

Procesul de măcinare ce are loc în morile cu ciocane, este o operațiune complexă care se desfășoară în trei faze :

— mărunțirea prin lovirea de către ciocan a particolei de material ;

---

* Lucrarea a fost comunicată în sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. la 10—12 mai 1968.

— mărunțirea prin lovirea particolei de masa inertă a morii ;
— mărunțirea prin lovirea particolei de stratul de material de pe sită ;

Acest proces depinde de o serie de factori, cum ar fi :

— proprietățile materialului supus procesului de măcinare (duritatea, umiditatea, omogenitatea, forma și dimensiunile boabelor);
— parametrii constructivi și funcționali ai ciocanelor ;
— regimul de lucru [5].

Mărunțirea nutreturilor concentrate se realizează în morile cu ciocane, pe principiul loviturii libere, unde ciocnirea dintre particolele de material și ciocan este determinată de valoarea impulsului imprimat de ciocan particolelor :

$$F \cdot \Delta_t = m(v - v_1) \tag{1}$$

în care :

F — forța cu care se efectuează ciocnirea ;
Δ_t — durata ciocnirii ;
m — masa particolei ;
v — viteza ciocanelor sau viteza de lovire ;
v_1 — viteza particolei de material înainte de lovire.

In raport cu viteza periferică a ciocanelor care este relativ mare (60—120 m/s) valoarea vitezei particolei v_1 poate fi neglijată, deci :

$$F \cdot \Delta_t = m \cdot v \tag{2}$$

Din relația (2) reiese că deoarece valoarea impulsului scade o dată cu micșorarea particolelor, procesul de mărunțire a nutreturilor concentrate este limitat.

In scopul realizării acestui proces de lucru precum și pentru asigurarea unei funcționări normale, ciocanele se suspendă în centrul lor de percuție (fig. 1).

In timpul funcționării morii, ciocanul este supus unor sarcini repetate și datorită ciocnirilor mai ales în stratul de material de pe sită, se rotește în jurul articulației sale cu un anumit unghi în sens invers sensului normal de rotație al rotorului. Datorită rotirii, ciocanul înmagazinează o anumită cantitate de mișcare a cărei valoare se stabilește conform legii variației cantității de mișcare. Mărimea acestei valori depinde de grosimea stratului de material de pe sită influențat de parametrii constructivi și funcționali ai ciocanelor.

Pentru determinarea productivității teoretice se folosește relația : [1]

$$Q = 3{,}6 \cdot n_b \cdot q \tag{3}$$

în care :

q — masa a 1 000 boabe ;
n_b — numărul de boabe zdrobit pe secundă care poate fi determinat cu expresia :

$$n_b = \frac{z_i}{z} \tag{4}$$

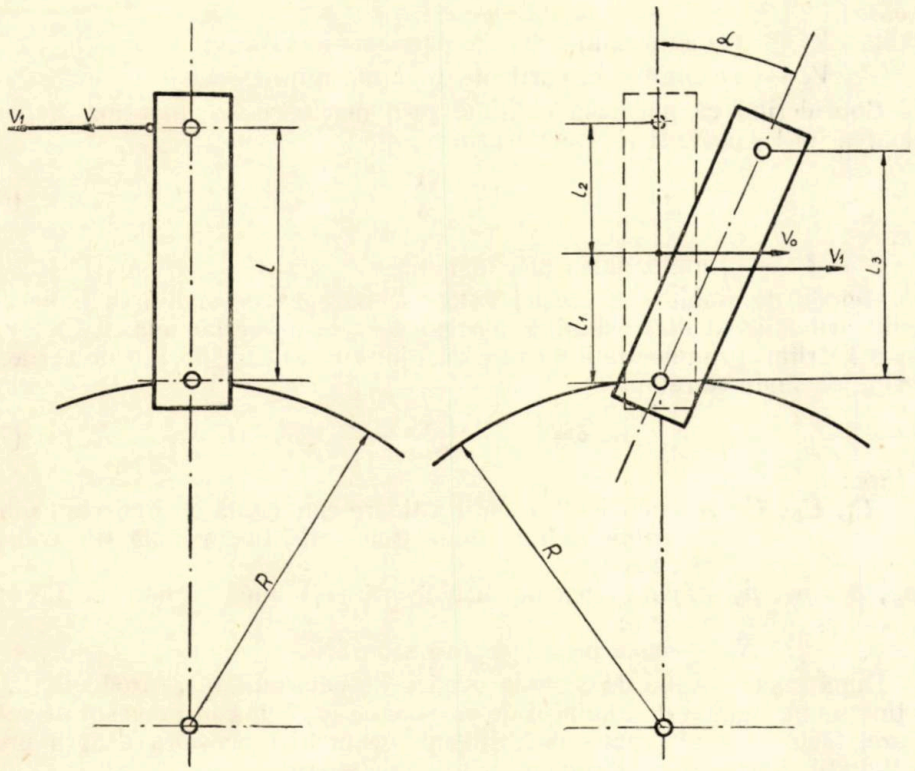


Fig. 1.

în care :

z_i — numărul de izbiri efectuate de ciocane asupra particolelor timp de 1 secundă ;

z — gradul de mărunțire al boabelor.

Aceste două mărimi se determină astfel :

$$z_1 = n_c(k_1 + k_2 + k_3)n$$

în care :

n_c — numărul de ciocane montate pe rotor ;

k_1 — numărul probabil de lovituri al ciocanului la o rotație ;

k_2 — numărul riflurilor de pe contrabătător ;

k_3 — numărul probabil de lovituri al ciocanului în stratul de material de pe sită la o rotație ;

n — numărul de rotații pe minut al rotorului.

Gradul de mărunțire are expresia :

$$z = \frac{V_1}{V_2} \qquad (5)$$

în care :

V_1 — volumul unui bob care pătrunde în moară ;

V_2 — volumul unei particole după mărunțire.

Considerînd că particola obținută prin măcinare are o formă sferică, valoarea lui V_2 poate fi exprimată prin relația :

$$V_2 = \frac{\pi \delta^3}{6} \tag{6}$$

în care :

δ — granulozitatea măcinișului.

Metoda de stabilire a acestei valori se bazează pe stabilirea indicelui mediu aritmetic al dimensiunilor particolelor de material măcinat. Estimarea mărimii granulozității se face cu ajutorul unui dispozitiv de cernere cu site folosindu-se relația :

$$\delta = \frac{C_1 p_0 + C_2 p_1 + C^3 p_2 \dots}{N} \tag{7}$$

în care :

C_1, C_2, C_3 — coeficienți a căror valoare este egală cu indicele mediu aritmetic între diametrele orificiilor a două site consecutive ;

p_0, p_1, p_2, p_3 — cantitatea de măciniș rămasă după cernere pe fiecare sită ;

N — masa probei supusă separării.

După cum se vede, în metoda clasică de determinare a productivității se ține seama numai de numărul de ciocane ce participă în procesul de măcinare, făcîndu-se abstracție de influența geometriei acestora asupra productivității și respectiv consumului specific de energie.

În acest studiu se urmărește să se stabilească în ce măsură tocmai acest factor — geometria ciocanului — influențează asupra indicilor de productivitate, energetici și calitativi de lucru. Astfel s-a analizat coeficientul k_f care ține seama de geometria ciocanelor, stabilindu-se pe cale experimentală valoarea lui pentru diferite forme de ciocane.

III. METODICA DE LUCRU

În vederea stabilirii influenței formei ciocanelor asupra procesului de măcinare s-a folosit un stand echipat cu o moară cu ciocane de laborator (fig. 2).

Moara cu ciocane, fixată pe un postament a fost prevăzută la partea superioară cu un coș de alimentare *3*, a cărui secțiune de scurgere s-a modificat printr-o clapetă reglabilă. Rotorul morii *7*, este de tipul cu discuri multiple. Pe el s-au montat articulat prin intermediul a 6 bolțuri, 36 ciocane *8*. În interiorul camerei de măcinare s-a dispus o contraplacă cu rifluri și o sită interschimbabilă *9*. Refularea măcinișului s-a asigurat printr-un ventilator *5* montat coaxial cu rotorul a cărei conductă de transport *4* a fost racordată la un ciocan *6*.

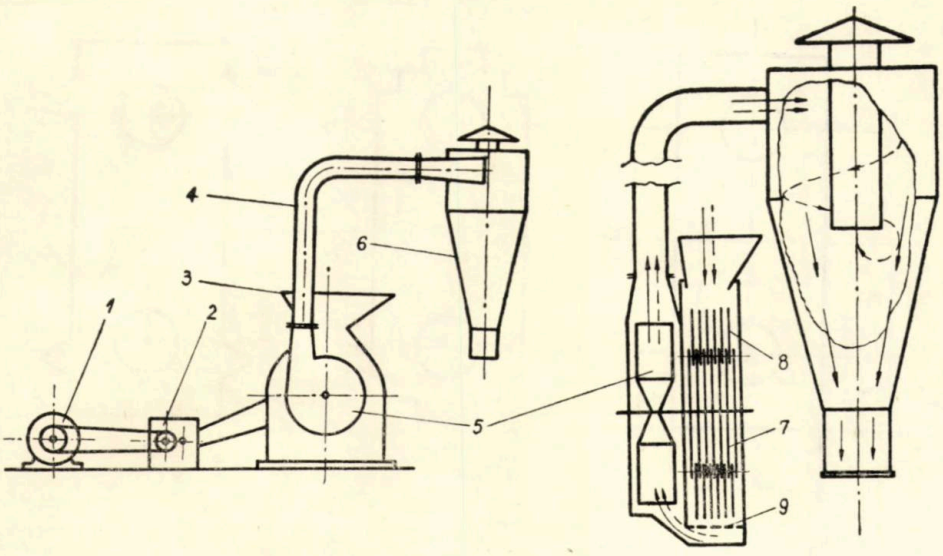


Fig. 2.

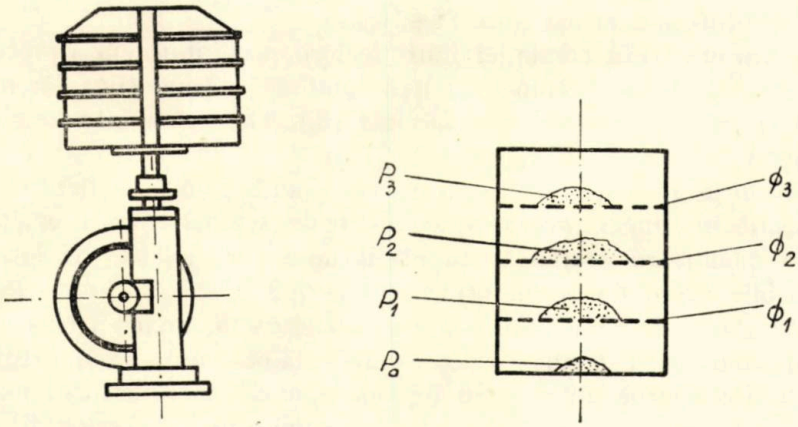


Fig. 3.

Acționarea morii, în vederea asigurării a diferite regimuri de lucru s-a realizat de la un electromotor *1*, prin intermediul unui variator de turații *2*.

Pentru determinarea granulozității măcinișului s-a folosit un dispozitiv de cernere (fig. 3) echipat cu trei site cu orificii de diametre diferite, acționat manual printr-un mecanism cu came.

Puterea consumată în procesul de măcinare la diferite regimuri de lucru a fost măsurată cu ajutorul unei punți wattmetrice.

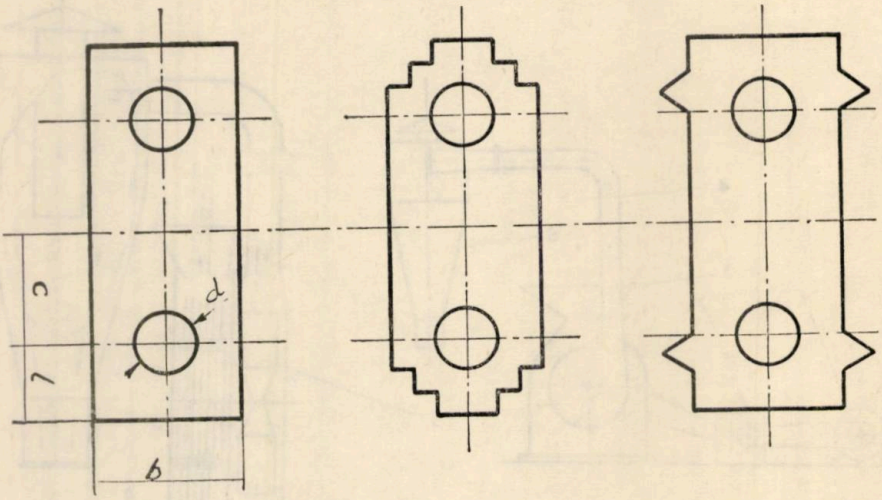


Fig. 4.

Materialele folosite pentru încercări au fost: porumb boabe, mazăre și orz cu umiditatea cuprinsă între 12—14%.

Pentru urmărirea corelației dintre factorii care influențază procesul de măcinare, ștandul s-a echipat cu trei tipuri de ciocane (fig. 4); normale (fig. 4 *a*), crestate (fig. 4 *b*) și speciale (fig. 4 *c*) avînd însă lungimea și masa egale.

Ciocanele au fost realizate în aceste condiții pentru ca fiecare din ele să dispună în timpul procesului de lucru de aceeași energie cinetică. În vederea modificării granulozității măcinișului s-au folosit trei site interschimbabile avînd diametrul orificiilor de ϕ 2, ϕ 3 și Ø 5 mm. Reglarea clapetei coșului de alimentare s-a făcut astfel ca în sarcina viteza de rotație a rotorului morii să aibă o valoare constantă pentru fiecare din regimurile utilizate. Regimurile utilizate au fost corespunzătoare diferitelor materiale măcinate, moara fiind echipată cu un anumit tip de ciocane și o anumită sită.

Productivitatea efectivă a morii pentru un regim dat a fost stabilită prin cîntărirea produsului măcinat, colectat într-un anumit timp de funcționare. Simultan a fost măsurată și puterea consumată în procesul de măcinare. După colectarea materialului s-a măsurat temperatura acestuia și apoi granulozitatea măcinișului prin metoda expusă [2].

Pentru fiecare probă s-au făcut mai multe repetiții, iar mediile rezultatelor obținute s-au materializat în diagrame.

IV. REZULTATE OBȚINUTE

Pe baza rezultatelor experimentale s-au întocmit diagramele de variație Q, P, W, $\delta=f(d)$ pentru fiecare din cele trei tipuri de ciocane folosite la măcinarea porumbului mazărei sau orzului.

Analizînd diagrama de variație a productivității morii în funcție de diametrul orificiilor sitei din fig. 5, $Q=f(d)$ se poate constata că în condiții identice de lucru, în cazul folosirii a diferite tipuri de ciocane se obțin productivități diferite pentru același produs măcinat. Astfel pentru ciocanele crestate valoarea productivității pentru cele trei nutrețuri măcinate, este cea mai mare. Ea crește mai puțin în cazul folosirii sitelor cu ϕ 2 mm și ϕ 3 mm și mai pronunțat în cazul sitei cu ϕ 5 mm.

Explicația acestui lucru constă în faptul că deși toate tipurile de ciocane au dispus în procesul de măcinare de aceeași energie cinetică, în cazul ciocanelor crestate, creearea suprafețelor noi prin mărunțirea boabelor se datorește nu numai procesului de izbire a ciocanelor ci și despicării boabelor prin muchiile tăietoare practicate în ciocane. Aceasta contribuie la micșorarea timpului de staționare a particolelor în camera de măcinare. Astfel la o alimentare constantă, timpul de staționare pentru același tip de ciocan va scade o dată cu creșterea diametrului sitei prin care particolele se evacuiază din camera de măcinare.

Urmărind diagrama din fig. 6, $\delta=f(d)$ care exprimă variația granulozității măcinișului în funcție de diametrul orificiilor sitei, se poate observa că granulozitatea, acest indice calitativ de lucru impus de cerințele zootehnice în cazul ciocanelor crèstate are valorile cele mai mici.

De asemeni se constată că granulozitatea măcinișului în acest caz este mai puțin influențată de variația diametrului orificiilor sitei ceea ce confirmă faptul că măcinarea cu ajutorul ciocanelor crestate se efectuiază atît pe principiul loviturii libere cît și datorită despicării cu ajutorul muchiilor ascuțite.

În diagrama din fig. 7, $P=f(d)$ este reprezentată variația puterii consumate pentru procesul de măcinare. Se constată că puterea consumată crește pentru sitele de la ϕ 2 mm, la ϕ 3 mm. Acest lucru este explicabil prin faptul că există o dependență între creșterea productivității și a puterii în aceste limite.

Micșorarea puterii consumate în cazul sitei cu ϕ 5 mm, deși productivitatea marchează o creștere pentru această valoare, se explică prin faptul că particolele mărunțite staționînd un timp scurt în camera de măcinare, consumul de putere pentru mărunțirea lor este mic.

Avînd în vedere că inițial s-a procedat la stabilirea unui regim de lucru identic pentru fiecare ciocan, ($M=$ct ; $v=$ct) energia cinetică completă a ciocanelor a fost aceeași.

Pentru stabilirea consumului specific de energie în procesul de măcinare s-a analizat corelația dintre productivitate și puterea consumată pentru fiecare tip de ciocan. În acest scop s-a trasat diagrama din fig. 8 ; $W=f(d)$.

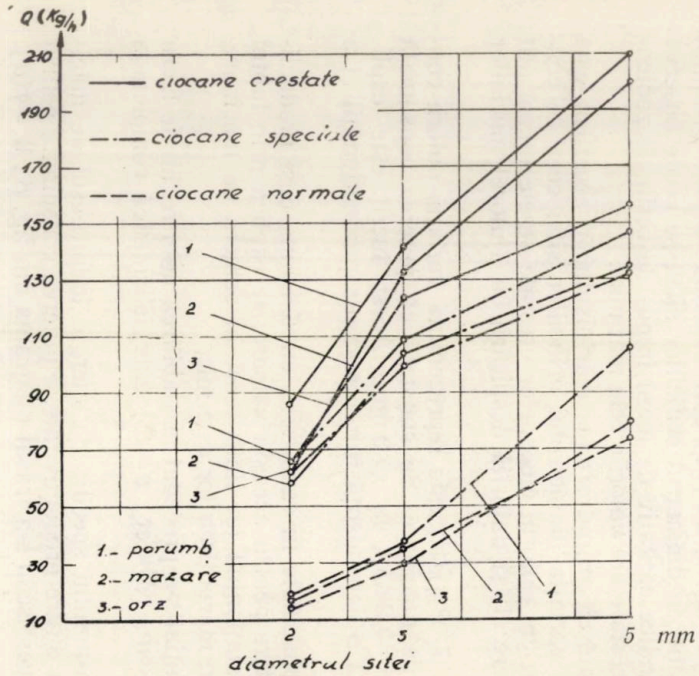

Q (kg/h)
210
190
170
150
130
110
90
70
50
30
10
ciocane crestate
ciocane speciale
ciocane normale
1
2
3
1
2
3
1.- porumb
2.- mazare
3.- orz
2
3
5 mm
diametrul sitei

Fig. 5.

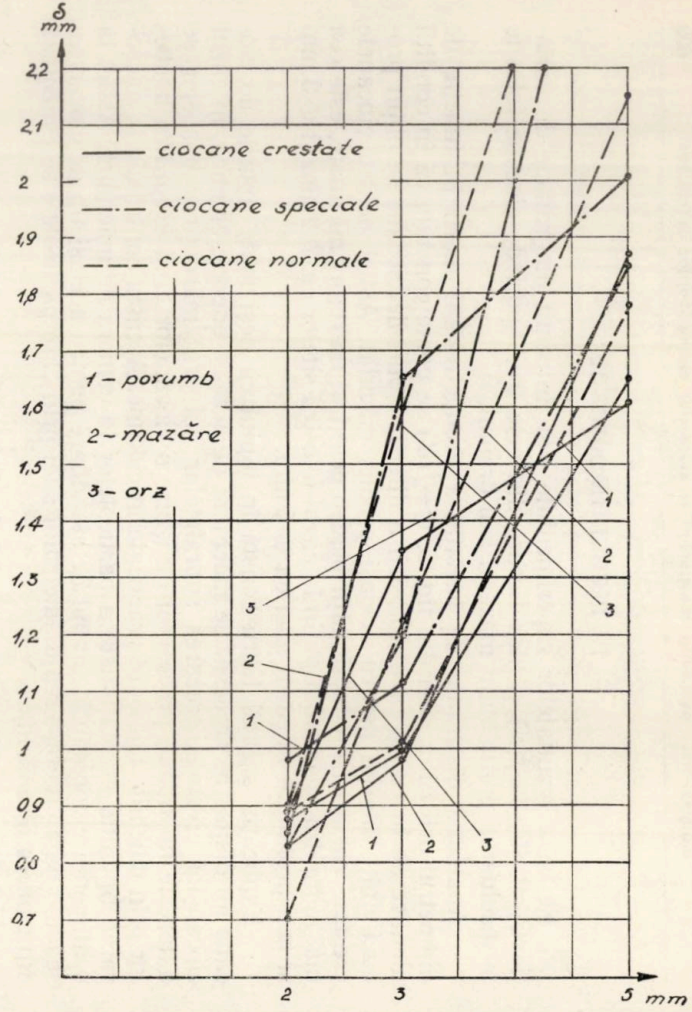

δ
mm
2,2
2,1
2
1,9
1,8
1,7
1,6
1,5
1,4
1,3
1,2
1,1
1
0,9
0,8
0,7
ciocane crestate
ciocane speciale
ciocane normale
1 - porumb
2 - mazăre
3 - orz
1
2
3
2
3
5 mm

Fig. 6.

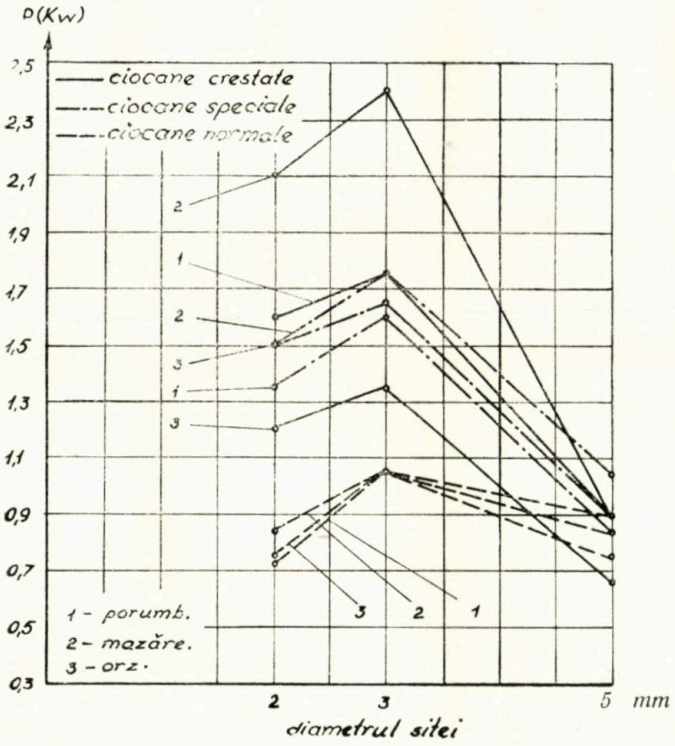

D(Kw)
2,5
2,3
2,1
1,9
1,7
1,5
1,3
1,1
0,9
0,7
0,5
0,3
ciocane crestate
ciocane speciale
ciocane normale
1 - porumb.
2 - mazăre.
3 - orz.
2
3
5 mm
diametrul sitei

Fig. 7.

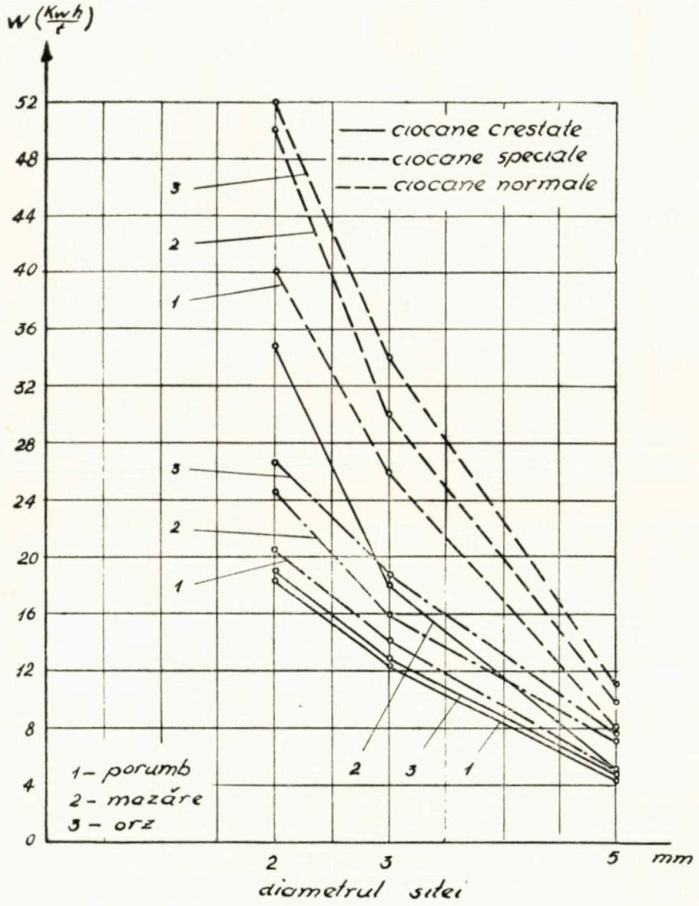

W (Kwh/t)
52
48
44
40
36
32
28
24
20
16
12
8
4
0
ciocane crestate
ciocane speciale
ciocane normale
1 - porumb
2 - mazăre
3 - orz
2
3
5 mm
diametrul sitei

Fig. 8.

Se constată că şi acest indice este favorabil pentru ciocanele crestate ceea ce demonstrează că în cazul folosirii acestor ciocane, creşterea productivităţii nu a condus la o creştere a puterii consumate în aceeaşi proporţie.

V. CONCLUZII

— Din studiul efectuat se constată că în cazul ciocanelor crestate procesul de mărunţire se realizează concomitent pe principiul loviturii libere şi al despicării. Acest proces este condiţionat de proprietăţile fizico-mecanice ale nutreţului, debitul de alimentare al morii şi viteza periferică a rotorului.

— Analizînd diagramele trasate se constată :

a) Productivitatea morii creşte în cazul utilizării ciocanelor crestate o dată cu creşterea diametrului orificiilor sitelor. Acest lucru se datoreşte micşorării timpului de staţionare a particolelor în camera de măcinare deoarece prin acţiunea concomitentă de izbire şi despicare, particolele rezultate ajung mai repede la dimensiunile orificiilor sitelor. În acest caz relaţia productivităţii devine :

$$Q = 3{,}6 \cdot n_b \cdot q \cdot k_f \qquad (8)$$

în care :

k_f — coeficient ce ţine seama de geometria ciocanului. Pentru ciocanele crestate $k_f = 1{,}1—1{,}3$ pentru măcinarea porumbului.

b) Puterea necesară pentru acţionare creşte o dată cu creşterea productivităţii morii. Analizînd însă variaţia consumului specific de energie se constată că în cazul ciocanelor crestate, acesta are valoarea cea mai mică datorită creşterii mult mai pronunţate a productivităţii în raport cu cea a puterii. Astfel pentru acelaşi produs — porumbul — în aceleaşi condiţii de lucru — sita cu ϕ 3 mm — consumul specific de energie în cazul folosirii ciocanelor crestate este mai mic cu 18% decît în cazul folosirii ciocanelor normale şi cu 12% decît în cazul folosirii ciocanelor speciale.

c) Deşi o dată cu creşterea diametrului orificiilor sitelor productivitatea creşte, totuşi utilizarea sitei cu un anumit diametru al orificiilor este condiţionată de cerinţele zootehnice privind granulozitatea măcinişului [4].

Din studiul efectuat reiese că folosirea ciocanelor crestate şi a sitei cu diametrul orificiilor de 3 mm permite obţinerea unor valori superioare pentru indicii de productivitate, energetici şi calitativi de lucru.

Lucrarea a stabilit aceste valori în condiţii de laborator cu scopul obţinerii unor regimuri corespunzătoare de funcţionare pentru unele tipuri de mori existente în exploatare care folosesc diferite tipuri de ciocane.

Se recomandă astfel folosirea regimului de lucru stabilit, întrucît asigură indici superiori de lucru iar ciocanele crestate pot fi confecţionate cu mijloace locale.

BIBLIOGRAFIE

1. I. A. Anakin, *Praktikum po mehanizații jivotnovodstva,* Izdatelstvo selskohoziaistvenoi literaturî, Moskva 1962 p. 42—50.
2. Analele I.C.M.A. vol. III pag. 92—104, Editura Agro Silvică de Stat.
3. I. N. Kupriț, *Tehnologia morăritului,* Editura Tehnică 1954 p. 512—518.
4. Posea Gh., *Tehnologia nutrețurilor combinate,* Editura Agro Silvică de Stat 1966, p. 203—211.
5. I. I. Smirnov, *Mașinî dlia jivotnovodceskih ferm,* Mașghiz 1959, p. 166—173.

ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ И РАБОЧИХ ПАРАМЕТРОВ МОЛОТКОВ НА РАБОЧИЙ ПРОЦЕСС ДРОБИЛОК

(РЕЗЮМЕ)

В работе рассматривается рабочий процесс молотковых дробилок.

На лабораторном стэнде были проведены исследования влияния конструкции молотков, при различных рабочих режимах, на производительность, расход энергии и зернистность конечного продукта.

На основании полученных результатов относительно соотношения между показателями производительности, энергетическими и качественными показателями, установлен тип молотка с гребнеобразным профилем, использование которого в дробилках современной конструкции позволит сократить удельный расход энергии и осуществить зернистность помола соответствующую настоящим зоотехническим требованиям.

STUDIUM ÜBER DEN EINFLUSS EINIGER KONSTRUKTIONS UND FUNKTIONSPARAMETERN DER HAMMERN AUF DAS MAHLEN BEI DER SCHLAGMÜHLE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Das Werk umfasst Betrachtungen über das zermahlen bei der Hammermühle.

Mit einem Laborversuchsgerät, hat man mit verschiedenen Hammern und in verschiedenem Betriebszustand den Energieverbrauch so wie die Feinkornzusammensetzung des Mahlgutes untersucht.

Auf Grund der Ergebnisse, was Leistung, Energieverbrauch und Qualität anbelangt ergaben sich Hammern mit Kerbprofil, im gegenwärtigen Schlagmühlenbau, für die Tierzucht, als die Besten.

STUDII PRIVIND ELABORAREA UNUI NOU TIP DE APARAT DE TĂIERE ROTATIV *

DE

M. MODIGA, I. DĂNILĂ

I. INTRODUCERE

În cadrul procesului de recoltare a porumbului pentru boabe prin metoda monofazică, tăierea plantelor constituie una din operațiile principale pe care trebuie să o execute mașinile de recoltat. Din punct de vedere funcțional, organele care execută aceste operații, folosite la mașinile existente se împart [1] în două grupe și anume : aparate de tăiere cu mișcare oscilatorie și aparate de tăiere rotative. Aparatele de tăiere rotative, în comparație cu aparatele de tăiere cu mișcare oscilatorie sînt caracterizate prin construcție mai simplă, siguranță în funcționare mai mare, întreținere mai ușoară și consum de energie mai scăzut. Totuși construcțiile actuale ale aparatelor de tăiere rotative nu sînt satisfăcătoare sub următoarele aspecte :

— nu asigură tăierea tuturor plantelor ;

— nu realizează tăierea integrală a tulpinilor cuprinse între lamele tăietoare ;

— tăierea tulpinilor se execută prin forfecare simplă în care caz rezistența la tăiere este maximă ;

— tăierea plantelor este însoțită de o deformare pronunțată (pînă la rupere) a tulpinei,

— nu pot fi folosite la viteze de lucru ridicate.

În lucrare se stabilesc condițiile optime de tăiere a tulpinilor în raport cu valoarea minimă a rezistenței la tăiere și se propune un nou tip de aparat de tăiere rotativ.

II. ASUPRA DOMENIULUI OPTIM DE TĂIERE CU ALUNECARE

Se cunoaște că rezistența la tăiere a tulpinilor este una din caracteristicile fizico-mecanice principale ale plantelor. Rezistența la tăiere reprezintă valoarea maximă a forței de tăiere înregistrează în timpul tăierii. Se cunoaște [2] că rezistența la tăiere diferă în funcție de modul cum se execută

---

* Lucrarea a fost comunicată în sesiunea științifică a cadrelor didactice din I.P.T. la 10—12 mai 1968.

tăierea. În cazul tăierii cu alunecare rezistența la tăiere este mai mică decît în cazul tăierii prin forfecare simplă. Condițiile de tăiere cu alunecare sînt stabilite pentru diferite tipuri de aparate de tăiere în funcție de caracteristicile lor constructive. De asemenea [2] se analizează condițiile de tăiere cu alunecare fără a se evidenția situația optimă la care rezistența la tăiere este minimă. Pentru a pune în evidență situația optimă de tăiere cu alunecare s-au efectuat determinări experimentale în cadrul cărora s-a măsurat rezistența la tăiere a tulpinilor de porumb în funcție de diferite valori ale coeficientului de alunecare λ (coeficientul de alunecare λ reprezintă raportul dintre spațiile parcurse de cuțit pe direcția de deplasare Δa și pe direcția transversală Δr a acestuia). Rezultatele determinărilor s-au reprezentat grafic în fig. 1 și fig. 2.

În fig. 1 *a* s-a reprezentat variația forței maxime de tăiere F_{max} în funcție de diametrul tulpinei pentru diferite valori ale coeficientului de alunecare ($\lambda=0$ corespunde tăierii fără alunecare) în cazul cînd tăierea se execută pe intervalul dintre noduri iar în fig. 1 *b* pentru cazul cînd tăierea s-a făcut pe noduri. Din grafice se desprinde că valoarea forței maxime de tăiere F_{max} crește o dată cu creșterea diametrului secțiunii tulpinii iar pentru aceeași secțiune scade o dată cu creșterea coeficientului de alunecare λ. Totodată rezultă că rezistența la tăiere a nodurilor este mai mare decît rezistența la tăiere a părții de tulpină dintre noduri.

În fig. 2 s-a reprezentat variația forței F_{max} în funcție de coeficientul de alunecare λ pentru diferite valori ale diametrului secțiunii tulpinei în situația cînd tăierea s-a făcut pe intervalul dintre noduri (fig. 2 *a*) și cînd tăierea s-a făcut pe noduri (fig. 2 *b*) punîndu-se în evidență influența alunecării asupra rezistenței la tăiere. Se observă că valoarea forței maxime F_{max} scade rapid o dată cu creșterea coeficientului de alunecare de la $\lambda=0$ la $\lambda=4$, după care scăderea este mai redusă pînă la $\lambda=7{,}5$ iar după $\lambda=9$ se menține aproape constantă.

Domeniul de variație în limitele $\lambda=4{,}5$ la $\lambda=7{,}5$ prezintă importanță practică deoarece pentru $\lambda<4{,}5$ forța F_{max} are valori mari solicitînd nejustificat organele de transmiterea mișcării, tăierea plantelor efectuîndu-se cu șocuri care influențează defavorabil asupra întregii mașini, iar în cazul cînd $\lambda<7{,}5$ rezultă aparate de tăiere cu dimensiuni mari neindicate la mașinile deplasabile.

III. ELABORAREA UNUI NOU TIP DE APARAT DE TĂIERE ROTATIV

Sînt cunoscute propunerile [2] a nouă tipuri de profile de lame tăietoare corespunzătoare a nouă grupe de curbe plane, destinate aparatelor de tocat tulpini (care asigură tăierea cu alunecare).

Pentru aparatele de tăiere a plantelor destinate mașinilor de recoltat porumb, în scopul realizării unei forme simple sub aspect constructiv ușor de reascuțit, prezintă interes cuțitul a cărui lame tăietoare reprezintă segmente de cerc.

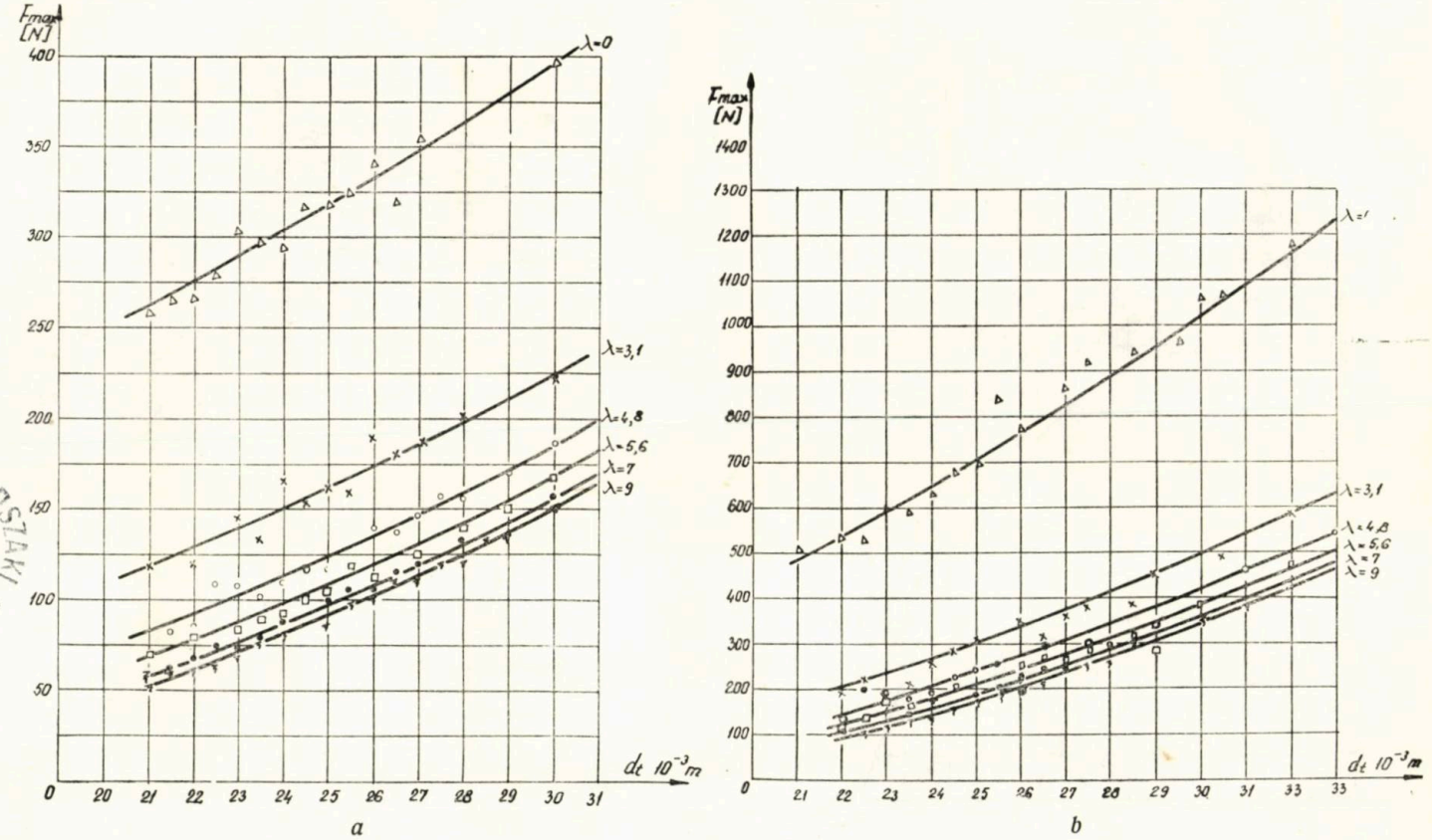

F_{max} [N]
λ=0
λ=3,1
λ=4,8
λ=5,6
λ=7
λ=9
d_t 10^{-3}m
a
F_{max} [N]
λ=1
λ=3,1
λ=4,8
λ=5,6
λ=7
λ=9
d_t 10^{-3}m
b

Fig. 1.

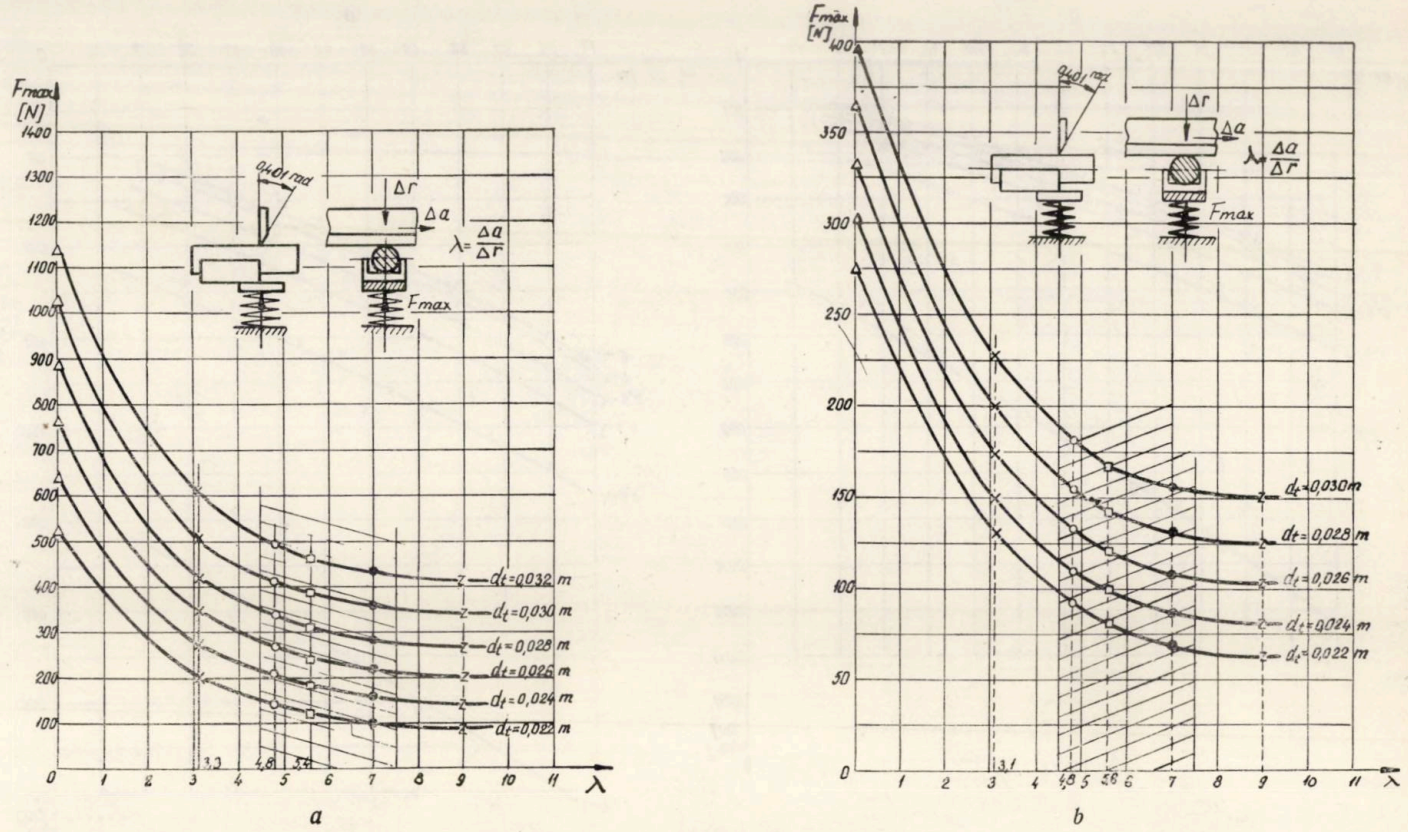

Fmax [N]
1400
1300
1200
1100
1000
900
800
700
600
500
400
300
200
100
0
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
λ
0,01 rad
Δr
Δa
λ = Δa/Δr
Fmax
dt = 0,032 m
dt = 0,030 m
dt = 0,028 m
dt = 0,026 m
dt = 0,024 m
dt = 0,022 m
3,2
4,8
5,4
a
Fmax [N]
400
350
300
250
200
150
100
50
0
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
λ
0,01 rad
Δr
Δa
λ = Δa/Δr
Fmax
dt = 0,030 m
dt = 0,028 m
dt = 0,026 m
dt = 0,024 m
dt = 0,022 m
3,1
4,8
5
5,6
b

Fig. 2.

Aparatul de tăiere elaborat (fig. 3) este format dintr-un disc rotativ prevăzut cu lame tăietoare (*1*) a căror muchie activă este în formă de arc de cerc și o lamă cu muchia contratăietoare rectilinie (*2*) fixată paralel cu direcția de înaintare. Centrul de rotație al aparatului de tăiere O, este deplasat cu distanța „e" față de centrul de curbură O_1 al arcului muchiei tăietoare astfel ca să asigure condiția de tăiere integrală a tuturor tulpinilor (inclusiv a celor cu diametrul maxim) adică :

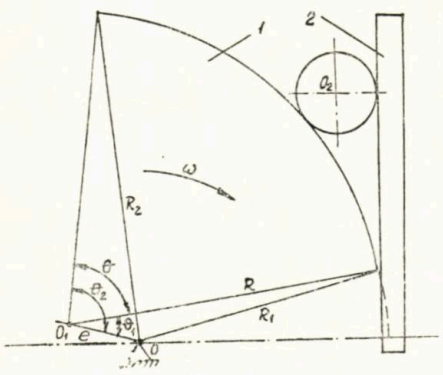


Fig. 3.

$$R_2 - R_1 \geqslant a_t \tag{1}$$

în care :

a_t — reprezintă axa mare a secțiunei cu diametrul maxim $d_{t\,max}$ și înclinarea maximă γ_{max} a tulpinei (considerată la înălțimea de tăiere) adică :

$$a_t = \frac{d_{t\,max}}{\cos \gamma_{max}} \tag{2}$$

și razele :

$$\begin{aligned} R_1 &= \sqrt{R^2 + e^2 - 2R\,e\cos\theta_1} \\ R_2 &= \sqrt{R^2 + e^2 - 2R\,e\cos\theta_2} \end{aligned} \tag{3}$$

Pentru a realiza o tăiere cu alunecare corespunzătoare unui anumit coeficient de alunecare λ este necesar ca muchia tăietoare să aibă lungimea :

$$\Delta_t = \lambda \cdot a_t \tag{4}$$

Exprimînd pe Δ_t în funcție de raza de curbură R și unghiul la centru θ, relația de mai sus devine :

$$R \cdot \theta = \lambda \cdot a_t \tag{5}$$

unde :

$$\theta = \theta_2 - \theta_1$$

Raza R a arcului la care arcul $R\theta$ reprezintă a „n" parte (n trebuie să fie un număr întreg) se determină cu relația :

$$R = \frac{n \cdot \lambda \cdot a_t}{2} \tag{6}$$

iar unghiurile :

$$\theta_1 = \frac{\pi(n-2)}{2n}; \quad \theta_2 = \frac{\pi(n-2)}{2n}; \quad \theta = \frac{2\pi}{n} \tag{7}$$

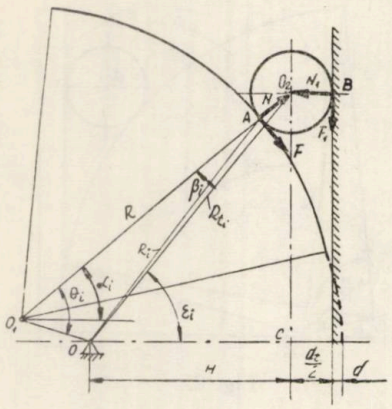


Fig. 4.

Rezultă că un aparat de tăiere de dimensiuni mici (respectiv R_{min}) recomandat în cazul mașinilor deplasabile se obține pentru un număr (n) mic de lame tăietoare. Totodată valoarea minimă a razei R este limitată, de condiția de prindere a tulpinilor exprimată (fig. 4) prin inegalitatea :

$$N \sin \alpha_i - F \cos \alpha_i - F_1 \leqslant 0. \tag{8}$$

Inlocuind : $F = f_c \cdot N$; $F_1 = f_p \cdot N_1$ și $N_1 = N(f_c \sin \alpha_i + \cos \alpha_i)$ se obține :

$$\operatorname{tg} \alpha_i \leqslant \frac{f_c + f_p}{2 - f_c f_p} \tag{9}$$

în care :

f_c și f_p sînt coeficienții de frecare între tulpină și lama tăietoare și respectiv între tulpină și lama contratăietoare ;

α_i este unghiul determinat de direcția forței N și normala la muchia contratăietoare.

$$\alpha_i = \varepsilon_i - \beta_i \tag{10}$$

în care (triunghiul OO_2C):

$$\varepsilon_i = \arcsin \frac{1}{R_{t_i}} \sqrt{R_{t_i}^2 - H^2} \tag{11}$$

și (triunghiul O_1OO_2):

$$\beta_i = \arcsin \frac{e}{R_{ti}} \sin \theta_i \tag{12}$$

unde :

$$R_{t_i} = \sqrt{\left(R + \frac{a_t}{2}\right)^2 + e^2 - 2\left(R + \frac{a_t}{2}\right) e \cos \theta_i}. \tag{13}$$

Condiția de prindere trebuie satisfăcută pe întreaga lungime a muchiei tăietoare, pentru care este necesar și suficient ca în pozițiile extreme (respectiv pentru θ_1 și θ_2) să fie :

$$\arcsin \frac{1}{R_{t_1}} \sqrt{R_{t_1}^2 - H^2} - \arcsin \frac{e}{R_{t_1}} \sin \theta_1 \leqslant \operatorname{arc\,tg} \frac{f_c + f_p}{1 - f_c f_p} \tag{14a}$$

și :

$$\arcsin \frac{1}{R_{t_2}} \sqrt{R_{t_2}^2 - H^2} - \arcsin \frac{e}{R_{t_2}} \sin \theta_2 \leqslant \operatorname{arc\,tg} \frac{f_c + f_p}{1 - f_c f_p} \tag{14b}$$

în care :

$$R_{t_1} = \sqrt{\left(R + \frac{a_t}{2}\right)^2 + e^2 - 2\left(R + \frac{a_t}{2}\right) e \cos\theta_1} \qquad (15a)$$

$$R_{t_2} = \sqrt{\left(R + \frac{a_t}{2}\right)^2 + e^2 - 2\left(R + \frac{a_t}{2}\right) e \cos\theta_2} \qquad (15b)$$

$$e = \frac{a_t}{2R} \cdot \frac{R_2 + R_1}{(\cos\theta_1 - \cos\theta_2)} \qquad (16)$$

$$H = R_1 - \left(\frac{a_t}{2} + \delta\right) \qquad (17)$$

unde :

δ este zona minimă de suprapunere a cuțitului pe contracuțit (δ = = 0,003—0,008 m).

Deci raza R a muchiei lamei tăietoare pe lîngă o valoare cît mai mică trebuie să satisfacă și condițiile de prindere a tulpinilor pe întreaga lungime a muchiei tăietoare.

IV. ANALIZA PROCESULUI DE LUCRU A NOULUI TIP DE APARAT DE TAIERE ROTATIV

Pentru executarea tăierii cu alunecare a tuturor plantelor în timpul lucrului cînd mașina se deplasează cu viteza v_m este necesar să se asigure o anumită corelație între viteza de deplasare a mașinii și viteza de rotație a aparatului de tăiere.

Considerînd (fig. 5) începerea tăierii tulpinei în punctul A la distanța R_i față de centrul de rotație, coeficeintul de alunecare efectiv inițial va fi :

$$\lambda_i = \frac{\omega R_i \cos\beta_{ai} - v_m \cos\alpha_i}{\omega R_i \sin\beta_{ai} + v_m \sin\alpha_i} . \qquad (18)$$

Valoarea minimă a coeficientului λ_i corespunde punctului de rază R_1 iar relația (18) se scrie :

$$\lambda_i = \frac{\omega R_1 \cos\beta_{a1} - v_m \cos\alpha_1}{\omega R_1 \sin\beta_{a1} + v_m \sin\alpha_1} \qquad (19)$$

unde :

$$\beta_{a1} \approx \beta_1 .$$

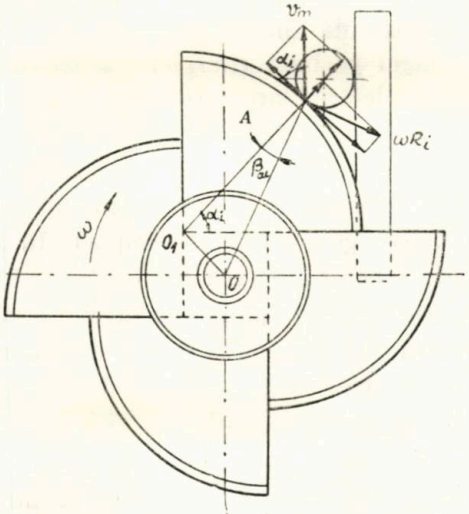


Fig. 5.

Unghiurile β_1 și α_1 se calculează cu relațiile (10), (11) și (12).

Evident că în timpul tăierii coeficientul de alunecare variază, valoarea minimă corespunzînd momentului începerii tăierii. Prin urmare viteza de rotație (ω) a aparatului de tăiere la care valoarea minimă a coeficientului de alunecare să fie λ_a (ales) se poate determina cu relația :

$$\omega = \frac{v_m (\cos \alpha_1 + \lambda_a \sin \alpha_1)}{R_1 (\cos \beta_1 - \lambda_a \sin \beta_1)} . \tag{20}$$

Viteza de rotație minimă la care poate avea loc tăierea (o tăiere fără alunecare $\lambda = 0$) plantelor este :

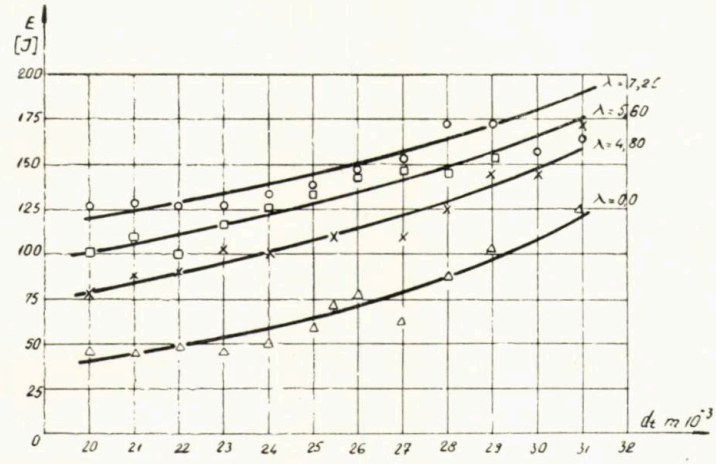
$$\omega_{min} = \frac{v_m \cos \alpha_1}{R \cos \beta_1} . \tag{21}$$

Dacă se alege $\omega > \omega_{min}$ corespunzătoare vitezei maxime de deplasare a mașinii în lucru, apartul de tăiere v-a asigura tăierea cu alunecare a tuturor plantelor.

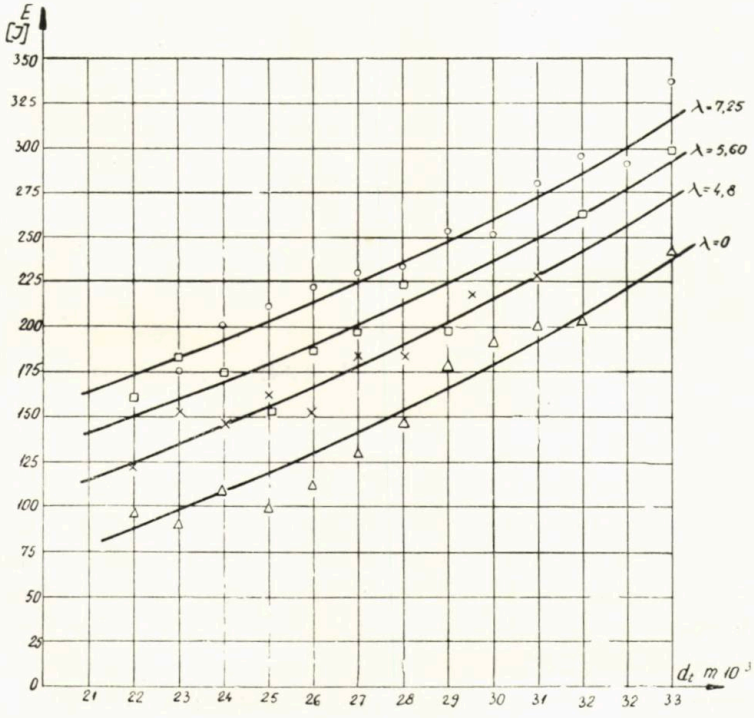
V. ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE DE LABORATOR

În cadrul încercărilor de laborator s-au folosit trei aparate de tăiere cu lame de tăiere cu următoarele caracteristici : $R_1 = R_2 = R_3 = 0{,}185$ mm ; $\lambda_1 = 7{,}25$; $\lambda_2 = 5{,}60$; $\lambda_3 = 4{,}8$ și $n_1 = 4$; $n_2 = 5$; $n_3 = 6$. Aceste aparate de tăiere s-au încercat comparativ cu aparatul de tăiere existent la combina CT-2R (care execută tăierea prin forfecare simplă). Aprecierea aparatelor de tăiere s-a făcut pe baza energiei consumate pentru tăierea tulpinilor de porumb. Pentru determinarea consumului de energie s-a folosit un dispozitiv realizat pe principiul pendulului Charpy. Rezultatele s-au reprezentat grafic în fig. 6 în funcție de diametrul secțiunii tulpinei pentru fiecare aparat de tăiere caracterizat printr-un anumit coeficient λ ($\lambda = 0$ corespunde aparatului de tăiere prin forfecare simplă). În fig. 6 *a* s-a reprezentat consumul de energie pentru tăierea tulpinilor pe intervalul dintre noduri iar în fig. 6 *b* pentru tăierea tulpinilor la nivelul nodurilor. Din grafice rezultă că în cazul aparatului de tăiere cu $\lambda = 7{,}25$ consumul de energie a fost maxim și a scăzut o dată cu scăderea valorii indicelui λ avînd valori minime în cazul aparatului de tăiere cu $\lambda = 0$.

Tulpinile de porumb utilizate pentru încercare au avut o umiditate foarte redusă devenind casante astfel în cazul cînd $\lambda = 0$ (tăierea fără alunecare) fragmentarea s-a făcut prin deformare și rupere


E
[J]
200
175
150
125
100
75
50
25
0
20 21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32
d_t m 10^{-3}
λ = 7,25
λ = 5,60
λ = 4,80
λ = 0,0

a)


E
[J]
350
325
300
275
250
225
200
175
150
125
100
75
50
25
0
21 22 23 24 25 26 27 28 29 30 31 32 32 33
d_t m 10^{-3}
λ = 7,25
λ = 5,60
λ = 4,8
λ = 0

b)

Fig. 6.

iar în cazul cînd $\lambda > 0$ fragmentarea s-a făcut prin tăiere cu alunecare obținîndu-se o secțiune netedă și cu frecare pronunțată conducînd la un consum ridicat de energie.

CONCLUZII

Aparatul de tăiere elaborat satisface următoarele :

— asigură tăierea tuturor plantelor la o viteză de rotație relativ mică ;

— asigură tăierea integrală a tuturor tulpinilor ;

— are o funcționare liniștită la orice viteză de deplasare a mașinii, indiferent de umiditatea plantelor, deoarece tăierea se face prin pătrunderea progresivă a lamelor tăietoare în tulpinile acestora ;

— realizează o tăiere cu alunecare ceea ce asigură tăierea tulpinilor fără deformarea transversală a acestora, secțiunea tăiată este netedă iar sarcina pe lamele tăietoare este redusă ;

— constructiv este simplu și ușor de realizat.

BIBLIOGRAFIE

1. Reznik N. E., *Silosouborocinîie kombainî.* Izdatelistvo „Mașinostroenie" Moskva 1964 (pp. 97—101 ; 113—117).

2. Goreacikin V. P., *Sobranie socinenii,* vol. III. Izdatelistvo „Kolos" Moskva 1965 (pp. 71—73 ; 92—97).

ИССЛЕДОВАНИЕ ПО РАЗРАБОТКЕ НОВОГО ВРАЩАЮЩЕГОСЯ АППАРАТА ДЛЯ РЕЗКИ

(РЕЗЮМЕ)

В работе устанавливаются оптимальные условия резания при скольжении кукурузных стеблей в зависимости от минимального сопротивления резанью и разрабатывается новый тип вращающегося приспособления для резки.

Приводятся так же опытные исследования по сопротивлению при резке растений и консервированной энергии в процессе резания, устанавливаются основные параметры приспособления для резания и выявляются его преимущества.

VERSUCHSTUDIEN ÜBER DEN ENTWURF EINES NEUEN DREHSCHNEIDEWERKES

(ZUSAMMENFASSUNG)

In diesem Werk werden gute Bedingungen über das schneiden der Maisstengel durch Abrutschen, im Verhältniss zur kleinsten Schneidefestigkeit und der Entwurf eines neuen Drehschneidewerkes festgelegt.

Gleichzeitig werden durch Versuchstudien über die Schneidefetsigkeit der Stengel so wie über die verbrauchte Energie während des Schneidens, die Prinzipialparametern des Schneidewerkes und seine Vorteile gesichert.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL CORELAȚIEI DINTRE COEFICIENTUL DE ADERENȚĂ ȘI DIMENSIUNILE PNEURILOR DE LA ROȚILE MOTOARE ALE TRACTORULUI

DE

A. ȘANDRU

1. CONSIDERAȚII GENERALE

Forța de tracțiune a tractoarelor este influențată de o serie de factori, dintre care cea mai mare importanță prezintă starea terenului, umiditatea și caracteristicile pneurilor [4]. Influența stării terenului asupra forței de tracțiune este prezentată într-o serie de lucrări de specialitate [2]; [4]. Fenomenele anlizate scot în evidență mai mult caracteristicile solului independent de caracteristicile pneurilor. De aceea trebuie studiată influența caracteristicilor tehnice a pneurilor asupra aderenței roților motoare în diferite condiții de deplasare [1].

Pneurile roților motoare se caracterizează de obicei prin următoarele caracteristici tehnice : lățimea b și raza r a roții, distanța d între antidecapanți și înălțimea h_a a acestora, poziția antiderapanților pe circumferința anvelopei și presiunea din pneuri.

Influența dimensiunilor pneurilor asupra aderenței roților motoare se analizează incomplet în literatura de specialitate. Metodele de calcul prezentate nu țin seama de principalele caracteristici tehnice ale pneurilor. Astfel pentru a limita încărcarea pneurilor, s-a stabilit pe cale exeperimentală [2] valoarea deformației maxime Δb, în funcție de lățimea b, folosindu-se expresia :

$$\Delta b = (0{,}11—0{,}2)b \qquad (1)$$

Pentru a studia influența dimensiunilor b și r asupra aderenței pneurilor, s-au făcut încercări experimentale cu roțile la care raportului b/r îi corespund următoarele valori : 0,31 ; 0,36 ; 0,42 ; 0,48 și 0,5. Experiențele au fost efectuate cu ajutorul instalației acționate de la priza de putere a tractorului [3].

În cercările s-au făcut pe un teren cu mirişte şi ogor de toamnă. Solul avea o textură argiloasă (lăcoviște). Aceste tipuri de sol intră în categoria solurile grele cu o compactitate și aderență mare.

2. INFLUENŢA DIMENSIUNILOR PNEURILOR ASUPRA COEFICIENTULUI DE ADERENŢĂ

2.1. Variaţia coeficientului de aderenţă în funcţie de patinare, în cazul deplasării pe ogor.

Pentru a scoate în evidenţă variaţia coeficientului de aderenţă μ în funcţie de patinarea δ, s-au făcut încercări cu cinci dimensiuni de pneuri. Experienţele s-au efectuat la presiunea optimă din cameră şi în condiţiile umidităţii normale a terenului. Rezultatele experimentale obţinute pe terenuri afînate (ogor de toamnă) sînt reprezentate în fig. 1. Din fig. 1 rezultă că valoarea coeficientului de aderenţă μ creşte o dată cu mărirea patinării δ.

Valoarea cea mai mică a coeficientului de aderenţă se obţine la pneurile de 9—40″ la care raportul dintre b şi r este de 0,31 iar valoarea cea mai mare, la pneurile de 14—38″ la care raportul dintre b şi r este de 0,50. Rezultă că lăţimea mărită a pneului contribuie în măsură mai mare la mărirea aderenţei decît raza roţii. Pneurile cu raportul $b/r=0{,}50$ au un coeficient de aderenţă mai mare decît pneurile cu raportul $b/r=0{,}48$ datorită distanţei d_a dintre antiderapanţi mărite.

Pentru calcule de exploatare, coeficientul de aderenţă se limitează la valoarea corespunzătoare patinării maxime, care în cazul deplasării pe ogor nu trebuie să depăşească limitele cuprinse între 25—30%.

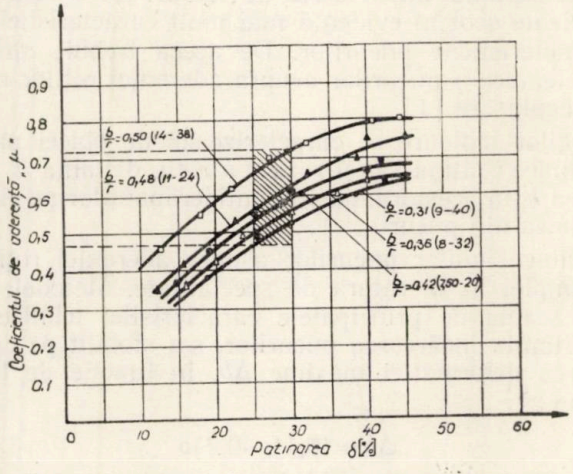


Fig. 1. Variaţia coeficientului de aderenţă în funcţie de patinare pentru pneurile de diferite dimensiuni, în cazul deplasării pe ogor.

2.2. Variaţia coeficientului de aderenţă în funcţie de patinare, în cazul deplasării pe mirişte

Terenurile cu mirişte se caracterizează printr-o compactitate mai mare decît terenurile cu ogor. De aceea la aceeaşi patinare, pe aceste terenuri coeficientul de aderenţă are valori mai mari decît pe terenurile cu ogor.

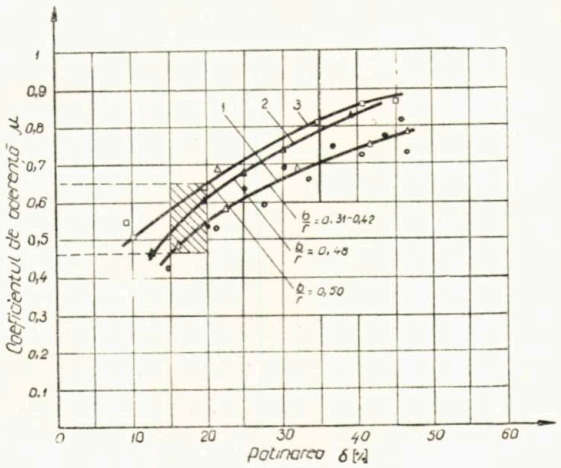


Fig. 2. Varația coeficientului de aderență în funcție de patinare pentru pneurile de diferite dimensiuni, în cazul deplasării pe miriște.

Rezultatele experimentale obținute în urma efectuării încercărilor sînt reprezentate în fig. 2. Analizînd datele reprezentate în fig. 2 rezultă că pneurile, caracterizate prin raportul $b/r=0{,}31\div0{,}42$, au un coeficient de aderență ce se poate exprima printr-o singură curbă formată din cercuri ($b/r=0{,}42$), triunghiuri ($b/r=0{,}31$) și puncte ($b/r=0{,}36$).

Din analiza curbei *1*, rezultă că raportul b/r cuprins în limitele menționate, nu are o influență pronunțată asupra aderenței pneurilor. Pneurile la care raportul dintre b și r are valori cuprinse între 0,48—0,5 (curba *2* și *3*) au o aderență mai bună cu solul. De aceea se poate stabili concluzia că pentru îmbunătățirea aderenței pneurilor este necesar să se mărească raportul dintre b și r.

Analizînd curbele din fig. 2 se constată că în cazul deplasării pe miriște, valoarea coeficientului μ nu crește proporțional cu mărirea raportului dintre b și r. Pe aceste terenuri, la o umiditate redusă din sol, zona de contact a pneului se realizează prin aria periferică a antiderapanților, iar în urma măririi raportului b/r, aria de contact se mărește însă nu în măsură ca să contribuie la mărirea mai pronunțată a forței de aderență.

2.3. Determinarea pe cale analitică a dimensiunilor pneurilor

La stabilirea dimensiunilor pneurilor trebuie să se țină seama de condițiile de rulare și forța de tracțiune pe care o dezvoltă tractorul la o patinare maximă admisă.

Pentru stabilirea dimensiunilor pneurilor se folosește relația pentru calculul forței de aderență în funcție de energia specifică e_x de deformare volumetrică a solului, caracteristicile de bază ale pneurilor [b, r, h_a și d_a] și coe-

ficientul C_1 ce exprimă influenţa zonei de contact a pneului în funcţie de patinare [4].

Din relaţia menţionată rezultă raportul dintre lăţimea şi raza pneului, adică :

$$\frac{b}{r} = \frac{F_a \cdot C_1}{e_x \cdot d_a \cdot h_a \cdot \delta \cdot \sqrt{2}} \tag{2}$$

Lăţimea pneurilor se poate exprima în funcţie de coeficientul de aderenţă μ şi greutatea de aderenţă a instalaţiei G_{ai}. Dacă în relaţia (2) se înlocuieşte forţa de aderenţă cu produsul dintre coeficientul de aderenţă şi greutatea instalaţiei, se obţine :

$$b = \frac{0{,}71 \cdot \mu \cdot G_{ai} \cdot C_1 \cdot r}{e_x \cdot d_a \cdot h_a \cdot \delta} \tag{3}$$

sau

$$\mu = \frac{e_x \cdot d_a \cdot h_a \cdot b \cdot \delta}{0{,}71 \cdot G_{ai} \cdot C_1 \cdot r} \tag{4}$$

Relaţia (2) permite stabilirea dimensiunilor pneurilor în funcţie de forţa de aderenţă. Sarcina maximă repartizată pe pneu trebuie verificată cu ajutorul relaţiei (1). În relaţia (3) patinarea δ nu trebuie să depăşească valoarea maximă admisă.

Folosind relaţia (4), în figura 3 s-au reprezentat curbele de variaţie ale coeficientului μ în funcţie de patinarea δ, pentru roţile de 14—38″ şi 11—24″. Pneurile de 14—38″ (curba *1*) au un coeficient de aderenţă mai mare decît pneurile de 11—24″ (curba *2*).

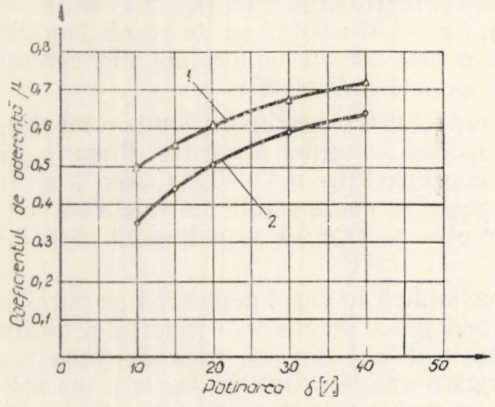


Fig. 3. Curbele de variaţie a coeficientului de aderenţă în funcţie de patinare, stabilite pe cale analitică.

Făcînd încercări cu pneuri de diferite dimensiuni a rezultat că înălţimea antiderapanţilor şi distanţa între aceştia influenţează asupra coeficientului de aderenţă. Înălţimea antiderapanţilor se alege în funcţie de lăţimea lor şi caracteristicile elastice ale pneurilor astfel ca la valoarea forţei maxime de aderenţă, antiderapanţii să nu se curbeze, deoarece în acest caz se uzează mai repede muchiile care vin în contact cu solul.

Profilul antiderapanţilor de la roţile de 14—38″, cu care sînt echipate tractoarele Universale, corespunde pentru terenurile afînate (ogor şi mirişte cu umiditate normală). Pentru tractoarele rutiere, silvice şi lucrări de construcţie se recomandă pneuri la care antiderapanţii sînt mai apropiaţi şi au o lăţime mai mare.

3. INFLUENȚA PRESIUNII DIN PNEURI ASUPRA COEFICIENTULUI DE ADERENȚĂ

3.1. Variația coeficientului de aderență în funcție de patinare, la diferite presiuni din pneuri, pe terenuri cu ogor

Presiunea optimă a aerului din pneu, la care lucrul mecanic în timpul rostogolirii este minim, depinde de proprietățile mecanice ale solului. Rostogolirea pneului pe un teren afînat se face cu deformații mai mari a solului. În acest caz consumul de energie pentru deformarea solului devine preponderent în bilanțul forței motoare. Presiunea aerului din pneuri se stabilește din condiția de rezistență minimă la rulare și aderență maximă.

Pentru a scoate în evidență influența presiunii din pneuri asupra coeficientului de aderență, s-au efectuat încercări cu pneuri de 14—38″ la o presiune de $1 \cdot 10^5$ N/m², $1{,}3 \cdot 10^5$ N/m² și $1{,}6 \cdot 10^5$ N/m².

Curbele de variație ale coeficientului de aderență în funcție de patinare, pentru pneuri de 14—38″ sînt reprezentate în fig. 4. Curba *3* reprezintă variația coeficientului de aderență în funcție de patinare, pentru presiunea din pneuri de $1{,}3 \cdot 10^5$ și $1{,}6 \cdot 10^5$ N/m², iar curba *4* indică variația coeficientului de aderență în funcție de patinare, la o presiune de $1 \cdot 10^5$ N/m².

Pe terenurile afînate presiunea redusă din pneuri contribuie la mărirea aderenței. La o presiune mai mică a aerului din pneuri corespunde o deformare mai mare a anvelopei și de aceea se mărește suprafața de sprijin a roții. Pe aceste terenuri contactul dintre pneuri și sol se realizează prin intermediul antiderapanților și a zonei cuprinse între aceștia.

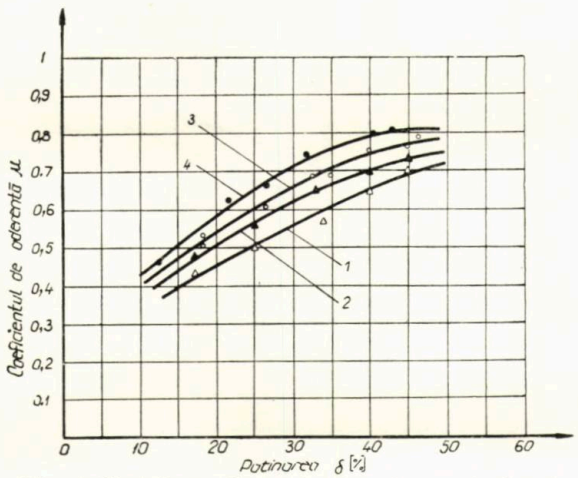


Fig. 4. Variația coeficientului de aderență în funcție de patinare, la diferite presiuni din pneuri, în cazul deplasării pe ogor.

3.2. Variaţia coeficientului de aderenţă în funcţie de patinare, la diferite presiuni din pneuri, pe terenuri cu mirişte

Terenurile cu mirişte fiind mai compacte decît cele cu ogor, împiedică pătrunderea totală a antiderapanţilor în sol şi de aceea, în funcţie de umiditate, presiunea asupra solului este mai mare în zona de contact a antiderapanţilor. Cînd umiditatea terenului este redusă (în perioada de secetă), aria de contact între pneuri şi sol se reduce la aria transversală a antiderapanţilor.

Avînd în vedere cele arătate, rezultatele experimentale obţinute pe aceste terenuri sînt diferite faţă de terenurile cu ogor. Variaţia coeficientului de aderenţă în funcţie de patinare, pentru diferite presiuni din pneuri, este indicată în fig. 5. Curba *1* se referă la pneuri noi, iar curba *2* la pneuri cu antiderapanţii uzaţi. Curba *1* este formată din trei categorii de semne: puncte pentru o presiune de $1 \cdot 10^5$ N/m^2, triunghiuri pentru o presiune de $1{,}3 \cdot 10^5$ N/m^2 şi cercuri pentru o presiune de $1{,}6 \cdot 10^5$ N/m^2.

Analizînd repartizarea semnelor din care este formată curba *1*, se constată că variaţia presiunii din pneuri, în limitele indicate, nu influenţează asupra coeficientului de aderenţă. Modificarea aderenţei în general apare ca rezultat al variaţiei ariei de contact dintre pneu şi suprafaţa terenului. La deplasarea pe terenuri compacte (mirişte cu umiditate redusă) contactul dintre pneuri şi sol se realizează numai prin intermediul antiderapanţilor.

Prin modificarea presiunii din pneuri se modifică suprafaţa de contact cu solul a antiderapanţilor. Deoarece aria de contact a antiderapanţilor cu solul este relativ mică în comparaţie cu aria totală din zona de contact a

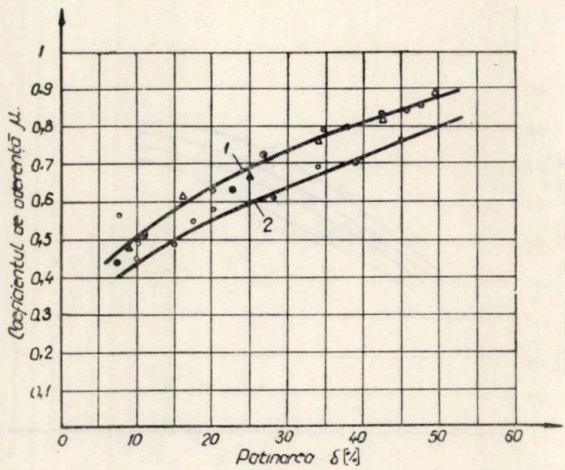


Fig. 5. Variaţia coeficientului de aderenţă în funcţie de patinare, la diferite presiuni din pneuri, în cazul deplasării pe mirişte.

pneului, în urma micșorării presiunii din camere, se mărește aria de contact a antiderapanților însă în limite relativ reduse în comparația cu aria totală și de aceea aderența rămîne invariabilă.

Avînd în vedere rezultatele experimentale și considerațiile teoretice stabilite rezultă că micșorarea presiunii din pneuri, pentru condițiile de deplasare indicate, nu contribuie la mărirea forței de aderență. Deoarece pe terenurile compacte, aderența pneurilor cu solul este mai mare decît pe terenuri afînate, pneurile sînt solicitate mai mult. Pentru a preîntîmpina uzura lor, în urma solicitărilor mărite, se recomandă folosirea lor la o presiune mai mare ($1{,}2 \cdot 10^5$ N/m^2÷$1{,}4 \cdot 10^5$ N/m^2) decît presiunea indicată pentru solurile afînate.

4. INFLUENȚA UZURII PNEURILOR ASUPRA COEFICIENTULUI DE ADERENȚĂ

Uzura antiderapanților influențează asupra aderenței pneurilor. Variația coeficientului de aderență în funcție de patinare este reprezentată în fig. 4, pentru cazul cînd deplasarea are loc pe ogor și în fig. 5, pentru deplasarea pe miriște.

Curbele *1* și *2* din fig. 4 indică modificarea coeficientului de aderență în funcție de patinare, a pneurilor de 14—38″ la care antiderapanții sînt uzați. Analizînd curbele din fig. 4 rezultă că prin reducerea presiunii din pneuri la $1 \cdot 10^5$ N/m^2, valorile coeficienților de aderență sînt mai mari (curba *1*) decît în cazul cînd presiunea din pneuri este de $1{,}3 \cdot 10^5$ N/m^2 și $1{,}6 \cdot 10^5$ N/m^2 (curba *2*).

Pneurile cu antiderapanții uzați au o aderență cu solul mai mică față de pneurile cu antiderapanți în stare bună. În cazul pneurilor cu antiderapanții uzați, forța de aderență se realizează datorită forței de frecare dintre suprafața roții și sol. Antiderapanții avînd dimensiuni reduse, solul nu poate fi dislocat și deplasat după o direcție paralelă cu suprafața terenului.

În fig. 5 curba *2* reprezintă variația coeficientului de aderență în funcție de patinare la pneurile la care profilul antiderapanților este uzat, iar deplasarea are loc pe miriște.

Din analiza comparativă a curbei *2* cu curba *1* se constată că pneurile, la care antiderapanții sînt în stare bună, au o aderență cu solul mai mare decît pneurile la care antiderapanții sînt uzați. La pneurile cu antiderapanții uzați, datorită micșorării înălțimii lor, se micșorează rezistența denivelărilor de sol supuse la deformare și dislocarea în timpul rulării roții. Rezultă că în cazul deplasării pe miriște, pneurile uzate au o aderență cu solul mai mică decît cele noi.

5. INFLUENȚA PRESIUNII SPECIFICE ASUPRA COEFICIENTULUI DE ADERENȚĂ

Proprietățile de tracțiune ale tractoarelor echipate cu pneuri depind de o serie de factori printre care trebuie să se ia în considerație mărimea și distribuția presiunilor în zona de contact a pneului cu solul. Problema

repartizării presiunilor pe suprafaţa de contact a pneurilor cu solul este foarte importantă în exploatarea tractoarelor.

Presiunea specifică medie a pneului pe sol depinde de presiunea aerului, încărcarea roţii, proprietăţile mecanice ale solului şi construcţia pneului (dimensiuni, rigiditatea carcasei şi dispunerea nervurilor pe anvelopă).

Presiunea specifică a pneului variază atît pe lungimea cît şi pe lăţimea zonei de contact cu solul. Presiunea specifică maximă depăşeşte de cîteva ori presiunea specifică medie (raportul dintre presiunea specifică maximă şi presiunea specifică medie este de 1,7÷2,5 pe un sol afînat şi 4÷10, pe un sol tasat). Presiunea specifică pe suprafaţa situată între antiderapanţi este de obicei mai mică decît pe suprafaţa acestora. Totuşi în cazul încărcării mai mari a anvelopei pe un sol afînat, diferenţa devine din ce în ce mai neînsemnată. Compactitatea solului trebuie analizată în funcţie de presiunea maximă pe care o exercită pneurile asupra terenului.

Pentru a determina zona de pe circumferinţa pneului în care presiunea asupra solului este maximă, în fig. 6 s-a reprezentat schema cu ajutorul căreia se stabileşte rezultanta G_{ad} a forţelor F_y şi F_x [4].

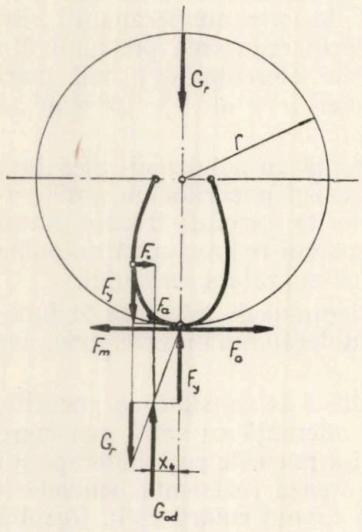


Fig. 6. Schema pentru stabilirea rezultantei G_{ad} a forţelor F_x şi F_y.

În funcţie de patinarea pneurilor, bucla trohoidei se modifică iar componenta F_y ce acţionează asupra solului se apropie sau se depărtează de verticala ce trece prin centrul roţii. Prin compunerea forţelor F_y şi G_r se obţine punctul de aplicaţie a rezultantei care indică zona în care presiunea exercitată asupra solului este maximă.

Rezultatele experimentale au scos în evidenţă faptul că în urma modificării presiunii specifice asupra solului, se modifică valoarea coeficientului de aderenţă. Pentru fiecare categorie de sol, sarcina pe roată şi respectiv presiunea specifică, nu trebuie să depăşească anumite valori la care proprietăţile de tracţiune au valori optime.

Pe terenurile afînate presiunea specifică mărită asupra solului influenţează în mod negativ proprietăţile de tracţiune. Cu cît presiunea asupra solului este mai mare, cu atît şi urmele lăsate de pneu devin mai adînci, iar forţa de rezistenţa la rulare se măreşte. Prin reducerea presiunii din pneuri se îmbunătăţesc proprietăţile de tracţiune.

Pe terenurile compacte, presiunea specifică asupra solului influenţează în mică măsură proprietăţile de tracţiune ale tractoarelor. Pe aceste terenuri solul nu se deformează sub acţiunea sarcinilor verticale şi de aceea forţa de aderenţă se măreşte o dată cu mărirea greutăţii de aderenţă.

6. CONCLUZII

La proiectarea autovehiculelor folosite în agricultură, dimensiunile pneurilor trebuie stabilite în funcție de forța de aderență ce trebuie dezvoltată în diferite condiții de deplasare. Lățimea b a pneurilor trebuie să caracterizeze aderența, iar raza roților, cerințele constructive în legătură cu asigurarea luminii optime ce caracterizează destinația tractorului.

Presiunea optimă a aerului din pneuri depinde de proprietățile mecanice ale solului. Pe terenurile compacte, presiunea din pneuri nu influențează asupra mărimii forței de aderență. Pe terenurile cu compactitatea redusă (ogor și mirişte cu umiditate normală) presiunea aerului din pneuri trebuie să fie mică. Valoarea ei trebuie stabilită în funcție de sarcina maximă de încărcare a pneului și starea terenului. Pe terenurile afînate presiunea din pneurile de 14—38″ este de 10^5 N/m^2, iar pe terenurile compacte (mirişte cu umiditate redusă) presiunea din pneuri se mărește pînă la valoarea de $1{,}2 \cdot 10^5$ N/m^2÷$1{,}4 \cdot 10^5$ N/m^2.

În general pe toate terenurile, pneurile cu antiderapanții noi au o aderență cu solul mai bună decît pneurile cu antiderapanții uzați. Pe terenurile afînate, uzura antiderapanților are o influență mai mare asupra aderenței, decît pe terenurile compacte. Compactitatea terenului depinde de presiunea maximă pe care o exercită antiderapanții asupra solului.

BIBLIOGRAFIE

1. Blumenthal R., Metodă pentru determinarea prin calcul a forței de tracțiune normale a tractorului. Deutsche Agrartechnik 13, nr. 1, iun. 1963, pag. 9—10—11.
2. Kuzimenko V. A., K voprosu isledovania i obosnovania parametrov kolios tractorov i seliskohoziaistvenîh mașin, Trudî naucinoi conferenții, Minsk 1963.
3. Șandru A., Contribuții la studiul aderenței roților motoare ale tractorului în diferite condiții de deplasare. Buletinul științific și tehnic al I.P.T. Tom. 12(26) Fasc. 2 1967.
4. Șandru A., Contribuții la studiul aderenței pneurilor pe terenuri compacte și afînate, Studii și Cercetări de Mecanică Agricolă nr. 4, Editura Agro-Silvică, București 1967.

К ИССЛЕДОВАНИЮ СООТНОШЕНИЯ МЕЖДУ КОЭФФИЦИЕНТОМ СЦЕПЛЕНИЯ И РАЗМЕРАМИ ШИН ТРАКТОРНЫХ ВЕДУЩИХ КОЛЕС

(РЕЗЮМЕ)

В работе исследуется влияние соотношения между шириной и радиусом шины, между размерами шин и внутреним давлением шины на коэффициент сцепления при рыхлой и плотной почве. Влияние размеров на сцепление шин выражается аналитическим уравнением. Также устанавливается влияние давления и износа шин на сцепление при рыхлых и плотных почвах.

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DE LA CORRÉLATION ENTRE LE COEFFICIENT D'ADHÉRENCE ET LES DIMENSIONS DES PNEUX DES ROUES MOTEURS DU TRACTEUR

(RÉSUMÉ)

On analyse dans l'ouvrage l'influence du rapport entre la largeur et la rayon du pneu, des dimensions des antidérapantes et de la pression, des pneux, sur le coefficient d'adhérence dans des terrains ameublis et compacts.

L'influence des dimensions sur l'adhérence des pneux s'exprime par une expression analytique.

On établi également l'influence de la pression et de l'usure des pneux sur l'adhérence dans des terrains ameublis et compacts.

CONTRIBUȚII LA STABILIREA UNEI METODE PENTRU STUDIUL GRAFO-ANALITIC AL INDICILOR DE EXPLOATARE AI AGREGATELOR FORMATE CU MAȘINI AGRICOLE TRACTATE ȘI ANTRENATE DE LA PRIZA DE PUTERE A TRACTORULUI

DE

C. ȘTEFAN, ȘT. ANGHEL, L. MĂDĂRAȘ, D. STOICULESCU

1. INTRODUCERE

Mașinile agricole tractate ale căror organe active sînt antrenate de la priza de putere a tractorului folosesc mai rațional puterea motorului decît celelalte mașini agricole. Acest avantaj a determinat completarea sistemelor de mașini, mai ales pentru tractoarele care nu au aderență suficientă cu solul, cu astfel de mașini agricole.

Formarea rațională de agregate cu aceste mașini impune corelarea judicioasă a capacității de lucru a mașinii agricole din agregat cu ceilalți indici de exploatare ai agregatului, astfel ca puterea motorului disponibilă pentru acționare să fie integral utilizată.

De aceea atît pentru proiectarea mașinilor agricole cît și pentru verificarea realizării indicilor proiectați, cu ocazia încercărilor în exploatare se impune stabilirea unei metode de calcul care să exprime interdependența dintre acești indici.

2. CONSIDERAȚII TEORETICE

In cazul agregatelor formate cu mașini agricole tractate și antrenate de la priza de putere a tractorului, puterea efectivă a motorului P_e se consumă pe două direcții: pentru autodeplasarea agregatului P_{ea} și pentru efectuarea procesului tehnologic P_{ep}, adică:

$$P_e = P_{ea} + P_{ep} \tag{1}$$

Avînd în vedere că puterea consumată pentru efectuarea procesului tehnologic P_{ep} este suma dintre puterea consumată pentru acționarea în gol a organelor active ale mașinii agricole P_{ep}^{g} și puterea consumată pentru efectuarea procesului tehnologic propriu-zis, P_{ep}^{t}, se poate scrie:

$$P_{ep} = P_{ep}^{g} + P_{ep}^{t} \tag{2}$$

Din relaţiile (1) şi (2) se poate stabili expresia bilanţului de putere al motorului de tractor.

$$P_e = P_{ea} + P_{ep}^g + P_{ep}^t \tag{3}$$

Puterea consumată la autodeplasarea agregatului P_{ea}, depinde de viteza de lucru şi se calculează cu relaţia :

$$P_{ea} = \frac{f(G_r + G_{ma})\, V_l}{\eta_m \eta_\delta}, \text{ în W} \tag{4}$$

Puterea efectivă consumată pentru acţionarea în gol a organelor active P_{ep}^g, la turaţia corespunzătoare regimului de lucru este aproximativ constantă pentru aceeaşi maşină agricolă şi depinde de particularităţile constructive şi de starea tehnică a acesteia :

$$P_{ep}^g = \frac{P_{cp}^g}{\mu_p}, \text{ în W} \tag{5}$$

Puterea efectivă consumată pentru efectuarea procesului tehnologic propriu-zis se exprimă în mod diferit, în funcţie de destinaţia maşinilor agricole.

Pentru maşinile de recoltat :

$$P_{ep}^t = \frac{V_l B_l Q_r e_{sr}}{\eta_p}, \text{ în W,} \tag{6}$$

iar pentru maşinile de lucrat solul :

$$P_{ep}^t = \frac{V_l B_l a\, e_{ss}}{\eta_p}, \text{ în W} \tag{7}$$

In relaţiile (4), (5), (6) şi (7) s-a notat :

f — coeficientul de rezistenţă la autodeplasarea agregatului ;
G_r — greutatea tractorului, în N ;
G_{ma} — greutatea maşinii agricole, inclusiv a remorcii, în N ;
P_{cp}^g — puterea consumată pentru acţionarea în gol a organelor active ale maşinilor agricole, măsurată la arborele prizei, în W ;
η_m, η_p — randamentul mecanic al transmisiei şi respectiv al prizei de putere ;
η_δ — randamentul care ţine seamă de pierderile de viteză prin patinarea organelor de deplasare ale tractorului ;
V_l — viteza de lucru a agregatului în m/s ;
B_l — lăţimea efectivă de lucru a agregatului, în m ;
Q_r — masa de recoltă, în kg/m^2 ;

a — adîncimea de lucru a organelor active, în m ;

e_{sr} — energia specifică consumată pentru efectuarea procesului tehnologic propriu-zis, în cazul mașinilor de recoltat, în Ws/kg ;

e_{ss} — energia specifică consumată pentru efectuarea procesului tehnologic propriu-zis, în cazul mașinilor agricole de lucrat solul, în Ws/m^3.

Inlocuind relațiile corespunzătoare în ecuația (3) se obține : pentru mașinile agricole de recoltat ;

$$P_e = \frac{f(G_t+G_{ma})\,V_l}{\eta_m \eta_\delta} + \frac{P_{cp}^g}{\eta_p} + \frac{V_l B_l Q_r e_{sr}}{\eta_p}, \text{ în W} \tag{8}$$

iar pentru mașinile agricole de lucrat solul,

$$P_e = \frac{f(G_r+G_{ma})\,V_l}{\eta_m \eta_\delta} + \frac{P_{cp}^g}{\eta_p} + \frac{V_l B_l\, a e_{ss}}{\eta_p}, \text{ în W} \tag{9}$$

Utilizînd relațiile (8) și (9), se pot reprezenta grafic componentele bilanțului de putere al motorului, în funcție de viteza de deplasare a agregatului.

Aprecierea folosirii eficiente a tractorului în agregat cu un anumit tip de mașină agricolă, se face cu ajutorul randamentului agregatului.

In acest scop pornind de la forma generală a expresiei randamentului agregatelor formate cu mașini tractate și acționate de la priza de putere :

$$\eta_a = \eta_t(1-x)+\eta_p x \tag{10}$$

se stabilesc expresiile analitice de calcul sub forma :

$$\eta_a = \frac{\eta_m \eta_\delta \eta_p \left[f\eta_f (G_t+G_{ma})\,V_l + V_l B_l Q_r e_{sr} + P_{cp}^g\right]}{f\eta_p [G_t+G_{ma}]\,V_l + \eta_m \eta_\delta (V_l B_l Q_r e_{sr} + P_{cp}^g)} \tag{11}$$

pentru mașinile de recoltat, și

$$\eta_a = \frac{\eta_m \eta_\delta \eta_p \left[f\eta_f (G_t+G_{ma})\,V_l + V_l B_l a e_{ss} + P_{cp}^g\right]}{f\eta_p (G_t+G_{ma})\,V_l + \eta_m \eta_\delta (V_l B_l a e_{ss} + P_{cp}^g)} \tag{12}$$

pentru mașinile de lucrat solul.

La stabilirea relațiilor (11) și (12) s-a avut în vedere că

$$\eta_t = \eta_m \eta_f \eta_\delta$$

unde η_f este randamentul care ține seama de pierderile prin rostogolire la autodeplasarea tractorului, iar $x = \frac{P_{ep}}{P_e}$.

Particularizînd relațiile (11) și (12) pentru cazul cînd organele active ale mașinilor agricole sînt acționate prin priza de putere la staționar rezultă :

$$\eta_a = \eta_p .$$

3. METODA GRAFO-ANALITICĂ DE ANALIZĂ A INDICILOR AGREGATULUI

Interdependenţa dintre indicii motorului şi indicii de exploatare şi tehnico-economici ai agregatului, se poate reprezenta sub forma nomogramei din fig. 1 *).

a) Construcţia nomogramei

În cadranul I se reprezintă variaţia vitezei de lucru V_l în funcţie de masa de recoltă la hectar Q_r, utilizînd relaţia :

$$V_l Q_r = \frac{q_r}{B_l} = \text{const}, \tag{13}$$

unde, q_r este cantitatea de alimentare a combinei în kg/s.

În cazul maşinilor de lucrat solul se poate reprezenta variaţia vitezei de lucru V_l în funcţie de adîncimea de lucru a, conform relaţiei :

$$V_l a = \frac{q_s}{B_l} = \text{const}, \tag{14}$$

unde, q_s este volumul de sol prelucrat de organele active în unitatea de timp, în m^3/s.

În acelaşi cadran se mai reprezintă variaţia productivităţii teoretice a agregatelor, în funcţie de viteza de lucru pentru o anumită lăţime de lucru, folosind relaţia :

$$W_t = 0{,}36\ B_l V_l, \text{ în ha/h}$$

În funcţie de valoarea coeficientului de utilizare a timpului de lucru K_s, se construieşte evantaiul pentru citirea productivităţii reale a agregatului W_r cu ajutorul relaţiei :

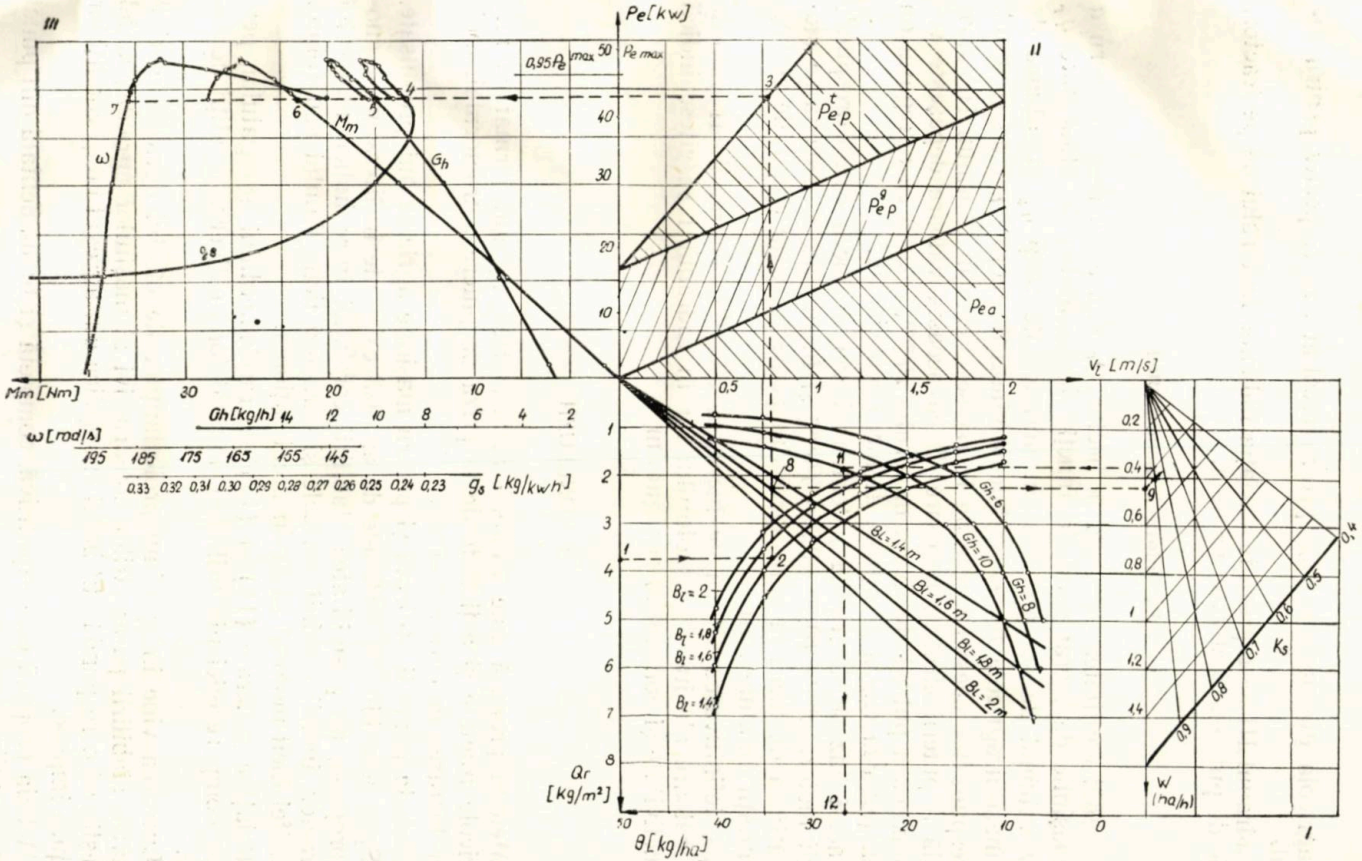
$$W_r = 0{,}36\ B_l V_l K_s, \text{ în ha/h}$$

Cunoscînd valoarea productivităţii reale şi consumul orar de combustibil G_h, se construiesc curbele de variaţie ale consumului de combustibil la ha, cu ajutorul formulei :

$$\theta = \frac{G_h}{W_r}, \text{ în kg/ha}$$

În cadranul II se reprezintă bilanţul de putere al tractorului în funcţie de viteza de lucru a agregatului, utilizînd relaţia (8) sau (9) după cum

*) Valorile experimentale folosite pentru construirea nomogramei sînt luate din „Încercări de tractoare şi maşini agricole", vol. IV redacţia Revistelor Agricole, 1966.



NOMOGRAMA DE EXPLOATARE A AGREGATULUI DE RECOLTAT PORUMB FORMAT DIN TRACTORUL U650; COMBINA CT-2/01 USURATA SI REMORCA RBL-4 PLINĂ

Fig. 1

maşina agricolă din agregat este pentru recoltat sau respectiv pentru lucrat solul.

In cadranul III se reprezintă variaţia indicilor motorului de pe tractor, în funcţie de puterea efectivă a acestuia.

b) **Folosirea nomogramei**

Cunoscînd cantitatea de masă la hectar Q_r sau adîncimea de lucru a pentru maşinile de lucrat solul, în funcţie de cantitatea de alimentare q_r respectiv volumul de sol prelucrat în unitatea de timp q_s şi lăţimea de lucru a maşinii agricole B_l, se stabileşte viteza de lucru V_l a agregatului.

Corespunzător acestei viteze de lucru, se citeşte în cadranul II valoarea totală a puterii efective necesare. Dacă această valoare depăşeşte valoarea maximă a puterii efective a motorului Pe^{max}, rezultă că agregatul nu poate funcţiona la viteza şi lăţimea de lucru considerată.

In acest caz se determină valoarea vitezei de lucru care corespunde încărcării motorului de (0,80—0,95) Pe^{max} şi în funcţie de aceasta se stabileşte lăţimea de lucru la care agregatul poate lucra în condiţiile respectării cantităţii de alimentare.

După definitivarea vitezei de lucru, se citesc în cadranul III valorile corespunzătoare ale indicilor motorului iar în cadranul I se citesc indicii de productivitate şi consum ai agregatului.

4. CONCLUZII

1. Metoda propusă este valabilă pentru orice agregat format cu maşini agricole tractate şi acţionate de la priza de putere a tractorului, indiferent de lucrarea pe care o execută.

2. Metoda poate fi utilizată şi pentru maşinile agricole autopropulsate.

3. Spre deosebire de metodele de analiză existente în literatură nomograma propusă, dă posibilitatea stabilirii corelaţiei între indicii motorului de pe tractor, indicii maşinii agricole şi caracteristicile lanului sau solului lucrat, astfel încît motorul să fie încărcat raţional.

4. Relaţiile generale (11) şi (12) ale randamentului agregatului, permit să se compare eficienţa utilizării agregatelor în diverse condiţii de exploatare.

5. Lucrarea vine în sprijinul proiectanţilor de maşini agricole oferind posibilitatea stabilirii parametrilor constructivi ai maşinilor agricole, astfel încît aceştia să corespundă atît bazei energetice din agregat cît şi condiţiilor agrotehnice impuse.

6. Metoda propusă este expeditivă, completă şi fundamentală din punct de vedere teoretic.

К УСТАНОВЛЕНИЮ ГРАФОАНАЛИТИЧЕСКОГО МЕТОДА РАСЧЕТА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ АГРЕГАТОВ ВОДИМЫХ ТРАКТОРОМ И РАБОТАЮЩИХ ОТ СИЛОВОГО ТРАКТОРА

(РЕЗЮМЕ)

В работе излагается графоаналитический метод изучения эксплуатационных показателей агрегатов состоящих из сельскохозяйственных машин водимых трактором и приводимых от силового отвода.

Предлагаемая номограмма позволяет установление соотношения между показателями двигателя трактора, показателями сельскохозяйственной машины и характеристиками обрабатываемой среды, таким образом чтобы нагрузка двигателя была рациональной.

CONTRIBUTIONS TO GRAPHO-ANALYTICAL METHOD FOR THE CALCULUS OF THE INDEX OF EXPLOTATION AGGREGATES TRAILED AND DRIVEN BY TRACTORS

(SUMMARY)

Paper presents a method of grapho-analytical study of aggregate exploitation index for agricultural machines trailed and driven by tractors.

Proposed nomogram helps to establish correlation between tractor motor indices agriculture machine indices as well as between the characteristics of theenvironoment so that the motor should be resonably leader.

CONTRIBUTIONS TO THE STUDY OF THE EFFECT OF MECHANICAL VIBRATIONS ON HUMAN ORGANISM *

C. URSONIU, A. DANKNER, FR. SCHNEIDER
Medical Institute of Timişoara

GH. SILAŞ, T. CIOARĂ
Polytechnical Institute of Timişoara

The great number of machine tools generating mechanical vibrations, employed in various fields of production, create the possibility of some functional modification in the organism of workers professionally exposed to this noxious effect.

Workers operating pneumatic hammers and polishing machines in four industrial entreprises have been examined.

METHODS OF INVESTIGATION

Considering both the complexity of opinion stated by various authours, we have made use of a series of methode wich tried to detect some less studied aspects in the hibhly disputed chapter of professional pathology:

1. Investigation of Modification of neuro-muscular excitability (N.M.E.) by plotting „intensity — duration" curves with regard to the abducent muscle of finger 5 (abductor digiti quinti) and of cubital nerve with the help of a chronoaximeter TUR, RS_3.

2. Determination of critical frequency threshold of fusion (C.F.F.) of luminous images by means of a portable Apelimex stroboscope type M. 10 Mecascop Levallois, before and afetr work, calculating the average of 10 succesive determinations.

3. Measurement of reaction time — by means of an ellectrical chronometer — regarding the auditory, visual and tactile excitant, before and after work, calculating the avarage of 10 succesive determinations.

4. Study in laboratory of vibration action of pneumatic hammers on the experimental organism of 15 volunteers who had not previously operated pneumatic hammers. A 6 kg pneumatic hammer set in motion by a compressor at a presure of about 5 atmospheres was used.

These workers were submitted to an electro-encephalographic control before, during, and after work, with the help of a portable Galileo R 32 T apparatus.

Concomitantly with the electro-encephalogram a vibrogram was recorded too, using the apparatus SDM 132 VEB.

The vibrations produced by pneumatic hammers and polishing machines under operating conditions, were recorded by means of the same apparatus.

---

* This work was presented at the II National Public Health Congress held Bukarest between 24/26 of October 1968.

RESULT OF INVESTIGATIONS

1. Measurement of vibration parameters of pneumatic hammers indicated frequencies ranging between 16—50 Hz and amplitudes between 0,2—1,3 mm.

The frequency of vibrations produces by polishing machines was located at about 50 Hz and the amplitude at about 0,28 mm.

2. The study of N.M.E. by plotting „intensity — duration" curves was performed on a number of 219 workers professionally exposed to vibrations. The results are given in the following table :

Table 1

Percentage distribution of realtions beetween the curve of cubital nerve and the curve of abducent muscle of finger 5 by workers operating pneumatic hammers (190)

No.	Relation between nerve curve and muscle curve	Per cent
1	Uncrossed curves	34,7
2	Crossed curves	56,4
3	Inverted curves	8,9

Table 2

Percentage distribution of realtions between the curve of the cubital nerve and that of the abducent muscle of finger 5 by workers operating polishing machines (29).

No.	Relation between nerve curve and muscle curve	Per cent
1	Uncrossed curves	37,9
2	Crossed curves	58,6
3	Inverted curves	3,4

The obtained results were compared with those observed at a witness group of 30 workers who did not come in contact with vibrations.

Table 3

No.	Relation between nerve curve and muscle curve	Per cent
1	Uncrossed curves	83,3
2	Crossed curves	16,6
3	Inverted curves	—

3. Determination of critical frequency threshold of fusion of luminous images (C.F.F.) before and after work showed results given in the following table.

Table 4

Percentage distribution of cases presenting significant decresse of CFF threshold after work under vibrations.

No.	Type of grup	Occurence of cases in per cent
1	Workers operating pneumatic hammers	50,3
2	Workers operating polishing machines	81,7

4. Measurement of reaction time regarding the auditory, visual and tactile excitant before and after work was made on the basis of 10 successive determinations. Results are given in the following table :

Table 5

Percentage distribution of cases with a prolongation of reaction time after work.

No.	Type of group	Occurence of cases in per cent		
		Excitant		
		Auditory	Visual	Tactile
1	Workers operating pneumatic hammers	74,5	69,2	60,1
2	Workers operating polishing machines	77,7	66,6	70,3

5. Study of EEG modification undes vibration action was med on a group of 15 volunteers, sound people with normal electro-encephalogram, who had not earlier been exposed to vibration. EEG was observed with workers at rest during vibration action and immediately after cessation of work. The obtained results pointed out the following aspects :

a) At rest, the occurrence of an EEG path with an alpha basic rythm, an average frequency of 11 c/sec., amplitude 37 μV, alpha index 64 per cent.

b) While working with the pneumatic hammer under vibration action, in 47 per cent of the cases a complete appropriation of vibratory rythm is observed, in 33 par cent of the cases the vibratory rythm and the basical path are superposed, and in 20 per cent of the cases the path is not influenced by vibrations.

c) Immediately after cessatoin of work an EEG path with alpha basic rythm with an average frequency of 11,5 c/sec., amplitude of 27 μV and alpha index of 40 per cent was observed. No irritant aspects or sings of cerebral ailment were observed.

Under the action of vibrations the frequency of alpha waves increased by 4,5 per cent, the amplitude decreased by 27,1 per cent and the alpha index lowered from 64 to 40 per cent. These aspects point out to an increased cortical excitation state under the action of vibrations produced by pneumatic hammer.

6. Measurement of parameters of vibrations produces by pneumatic hammer during work, under experimental conditions, was made with the help of equipment SDM 132 connected with one of the electro-encephalograph channels.

The obtained results showed that the frequency of these vibrations was located at about 21 Hz and the amplitude at 0,25 mm.

Simultaneous record of vibrogram as well as of electroencephalogram permitted a better estimation of the influence of mechanical vibrations on electro-encephalographic modifications in the cases studied by us.

DISCUSSION OF RESULTS AND CONCLUSIONS

The abnormal aspect of some „intensity — duration" curves, crossed and invertes, with 65,3 per cent of the workers operating pneumatic hammers and with 62 per cent of the workers operating polishing machines,

point out a detrimental functional aspect as a result of the stressed organism of the workers professionally subjected to the action of vibrations.

This fact is more obviously illustrated by the occurrence of the curves of normal aspect for only 16,6 per cent of the workers of a witness group which did not suffer the influence of vibrations. We mention that in their case we never found inverted curves.

Modifications of CFF threshold of the luminous images consisting of a significant decrease by 50,3 per cent of the workers operating pneumatic hammers, and by 81,7 per cent of those operating polishing machines after work, reflect the action of work condtions specific for the technological process in which these vibration generating machine tools are used.

A prolognation of reaction time after work by 60 to 77,7 per cent of the workers operating under the influence of vibrations point out a detrimental aspect, particularly in the case where rapid motory reactions are necessary as a requirement of the technological process or for the avoidance of traumatism during work time.

The study of EEG modifications under teh action of vibrations experimentally produced by the pneumatic hammer an sound people, who had not earlier been professionally exposed to vibrations, concomitantly with the vibrogram, revealed some very interesting aspects, i.e. occurrence of waves corresponding to the frequency of vibrations — appropriation of vibratory rythm — afecting at the same time the amplitude which changes, too.

A decrease by 27 per cent of the amplitude and by 24 per cent of the alpha index as compared to the values obtained before the workers had been subjected to the vibrations of the pneumatic hammer, speak for a state of cortical excitation due to the stress produced by vibrations.

It follows from the above mentioned that :

1. The study of NME modifications by plotting „intensity — duration" curves represents a useful method, easily to be achieved in the production process, for estimating the functional state of an organism exposed to vibrations.

2. The CFF test of luminous images and the reaction time as well have the advantage of being undolours and easily to be performed permitting a correct estimation of the stresses suffered by the human organism professionally exposed to vibrations.

The experimental study of the action of vibrations at rest and during work, with the simultaneous record of the vibrogram represents a reliable method for the estimation of the importance of stress produced by vibrations. EEG modifications in function of the characteristics of vibration parameters may be accurately investigated.

CONTRIBUȚII LA STUDIUL EFECTULUI VIBRAȚIILOR MECANICE ASUPRA ORGANISMULUI UMAN

(REZUMAT)

Cercetările noastre au fost efectuate la muncitorii care lucrează cu ciocane pneumatice și polizoare în patru întreprinderi industriale.

Măsurarea excitabilității neuro-mușchiulare prin trasarea curbelor de intensitate-durată pentru mușchiul abductor al degetului V și nervul cubital, a arătat modificări funcționale defavorabile caracterizate printr-un interval nerv-mușchi diminuat, încrucișarea curbelor nervului și a mușchiului la timpii mijlocii suprapunerea și chiar inversarea raportului nerv-mușchi. În 56,4% din cazuri am întîlnit încrucișarea curbelor nervului și mușchiului iar în 8,9% trasee inversate. Studiul variațiilor frecvenței critice de fuziune a imaginilor luminoase înainte și după lucru a arătat o scădere semnificativă la 66,1% cazuri la sfîrșitul lucrului. Măsurarea timpului de reacție a pus în evidență după lucru o creștere a timpului care separă stimulul senzorial de răspunsul motor. Această creștere a fost constatată la 74,5% din cazuri pentru excitantul auditiv, la 69,2% pentru excitantul vizual și la 60,1% pentru excitantul tactil.

Experimental s-a studiat acțiunea vibrațiilor ciocanelor pneumatice asupra organismului prin examinări electro-encefalografice efectuate înainte de lucru, în timpul acestuia și după lucru. În același timp cu înscrierea electroencefalogramei s-a înregistrat vibrograma măsurîndu-se frecvența și amplitudinea vibrațiilor produse de ciocanul pneumatic.

Rezultatele obținute au arătat uneori prezența traseelor electro-encefalografice corespunzătoare frecvenței vibrațiilor precum și modificări ale amplitudinii undelor electro-encefalografice.

К ИЗУЧЕНИЮ ВЛИЯНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ ВИБРАЦИЙ НА ЧЕЛОВЕЧЕСКИЙ ОРГАНИЗМ

(РЕЗЮМЕ)

Исследования проводились на робочих работающих с пневматическими молотами и на шлифовально-обдирочных станках, на четырех промышленных предприятиях.

Измерение нервно-мускульного возбуждения путем построения кривых напряменость-время для отводящей мышца V и локтевого нерва, показало неблагоприятные функциональные изменение, характеризуемые сокращением интервала нерв-мышца, пересечением кривой нерва с кривой мышцы в средине периоды времени, наложение и даже инверсация соотношения нерв-мышца. В 56.4% случаев получено пересечение кривой нерва с кривой мышцы, а в 8,9% обратные трассы. Изучение изменения критической частоты слияния световых изображений до и после работы, показало значительное уменьшение в 66,1% случаев по окончани иработы. Измерение времени реакции выявило, после работы,

рост времени которое стедалет сензорный стимул от движущего ответа. Это увеличение было замечено в 74,5% случаев для аудитивного возбудителя, в 69,2% для визуального возбудителя и в 60,1% для освязательного возбудителя.

Изучается экспериментально влияние вибраций пневматических молотов на организм, используя энцефалографический контроль до работы, во время работы и после её окончания. Одновременно с энцефалографическим контролем регистрировалась виброграмма и измерялась частота и амплитуда вибраций производимых пневматическим молотом.

Полученные результаты показали в некоторых случаях присутствии электро-енцефалографических трасо соотметствующих частоте вибраций, а также изменения амплитуды электро-энцефалографических волн.

CONTRIBUTION A L'EDUTE DE L'EFFET DES VIBRATIONS MECANIQUES SUR L'ORGANISME HUMAIN

(RÉSUMÉ)

L'action des vibrations mécaniques sur l'organisme humain intéresse de nombreux secteurs de l'industrie. Nos recherches ont été effectuées sur les ouvriers qui manipulent les marteaux pneumatiques et polisseuses dans quatre entreprises industrielles.

La mesure de l'excitabilité neuro-musculaires par l'etablissement des courbes „intensité-durée" a montré des modifications fonctionelles defavorables caracterisees par un intervalle nerf-muscle diminué, le oroisement des courbes du nerf et du muscle au temps moyennes, la superposition ou même l'inversion du rapport nerf-muscle. Dans 56,4% des cas nous avons retrouve le croisement des courbes nerf-muscle et dans 8,9% des tracés inversées.

L'etude de vibrations de la fréquence critique de fusion avant et après le travail a montré une baisse significative dans 66,1% des cas, après le travail.

La mesure du temps de reaction met en évidence après le travail un augmentation du temps qui sépare le stimulus sensoriel de la reponse motrice. Cette augmentation a été constatees dans 74,5% des cas pour un stimulus auditif, dans 69,2% des cas pour un stimulus visuel et dans 60,1% des cas pour un stimulus tactil.

L'etude experimentale de l'action des vibrations des marteaux pneumatiques sur l'organisme humain a été effectué par l'électroencéphalographie pratiquée avant, pendant et après le travail.

En meme temps avec les tracés électroencéphalographiques ont été enrégistrées et mesurées en fréquence et amplitude le vibrations des marteaux pneumatiques. Les résultats obtenus ont montré parfois la presence des traces électroencéphalographiques correspondant au fréquence des vibrations, et modifications de l'amplitude des tracés.

CONTROLUL AUTOMAT INDUSTRIAL AL ROTOARELOR LA MAȘINI ASINCRONE CU DEFECTOSCOPUL ELECTRONIC *)

DE

D. TEODORESCU și T. WÄCHTER

Diferitele variante ale metodelor propuse în literatură [1], [2], [3] pentru controlul defectelor din barele rotoarelor turnate în colivie au la bază măsurarea cu ajutorul unui traductor a amplitudinii curentului indus în fiecare bară rotorică :

1. de către un cîmp alternativ ;
2. de către cîmpul constant al unui magnet permanent în dreptul căruia este învîrtit rotorul.

In afara parametrului urmărit : conductanța barei, care variază în cazul străngulării sau întreruperii barei, metodele amintite sînt foarte susceptibile la parametrii perturbatori ca : pete superficiale de aluminiu de la turnare, excentricitatea sau ovalitatea tolelor, inegalitatea punților de închidere ale ancoșelor, variația întrefierului dintre rotor și traductor. Acești parametrii perturbatori fac imposibil controlul imediat după turnare, el urmînd să se facă după operația de presare a arborelui și de strunjire a rotorului. In cazul unui rotor găsit defect aceste manopere ca și materialul arborelui se rebutează. Deficiențele amintite au făcut ca metodele cunoscute nesatisfăcînd cerințele unui control industrial să nu depășească faza de laborator.

Trecerea la controlul industrial s-a putut face prin soluția indicată în [4], în care autorul propune un aparat și anume defectoscopul electronic, practic insensibil la parametrii perturbatori, deci pretîndu-se la controlul efectuat imediat după turnare.

Funcționarea defectoscopului timp de peste 2 ani în condiții bune a creat premiza pentru automatizarea procesului de control în flux continuu.

Principiul de funcționare al defectoscopului electronic este variația fazei forțelor electromagnetice radiale dintre rotor și un arc de stator trifazat la o poziție anumită a barei defecte. Pentru punerea în evidență a acestei variații de fază arcul de stator este suspendat elastic pentru a putea executa oscilații radiale care sînt transformate într-o tensiune alternativă, a cărei fază este apoi comparată cu faza unei tensiuni de referință. Diferența de fază este reprezentată în fig. 1 pentru desfășurarea circumferenței unui rotor cu bara *30* defectă și avînd un strat de aluminiu de grosime variabilă între barele *10* și *40*. Pentru comparație în partea inferioară a figurii s-a reprezentat amplitudinea semnalului măsurată la același rotor prin metoda cîmpului alternativ.

Se observă independența parametrului măsurat de parametrul perturbator precum și variația sa distinctă în dreptul defectului. In aceleași condiții metoda cîmpului alternativ dă indicații care în mod practic se interpretează foarte dificil ceea ce face metoda inutilizabilă pentru un control sigur.

Schema de principiu a automatizării defectoscopului electronic este redată în fig. 2.

Funcționarea defectoscopului electronic în toate variantele sale [4], [5], [6], [7], asigură la ieșirea sa un semnal cît timp prin dreptul axei de simetrie a arcului de stator trec bare fără defect. In cazul defectului apare diferența de fază care duce la ieșirea din coincidență și deci la comandarea intrării părții de automatizare (bec cu neon *12* stins)

---

*) Rezultatele comunicate la sesiunea „Calculatoare Electronice și Automatizări" I.P.T. la data de 26. 05. 1967.

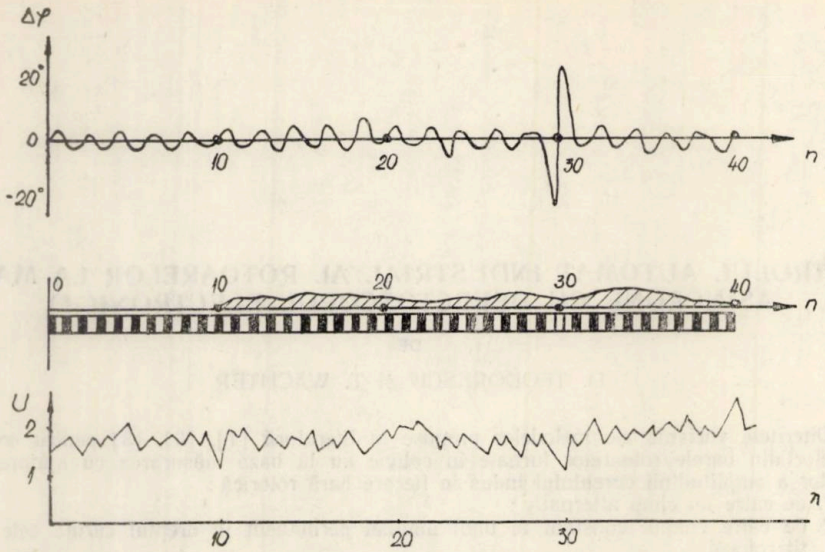


Fig. 1. Comparație între semnalul defectoscopului electronic (sus) și semnalul obținut prin metoda cîmpului alternativ. (jos)

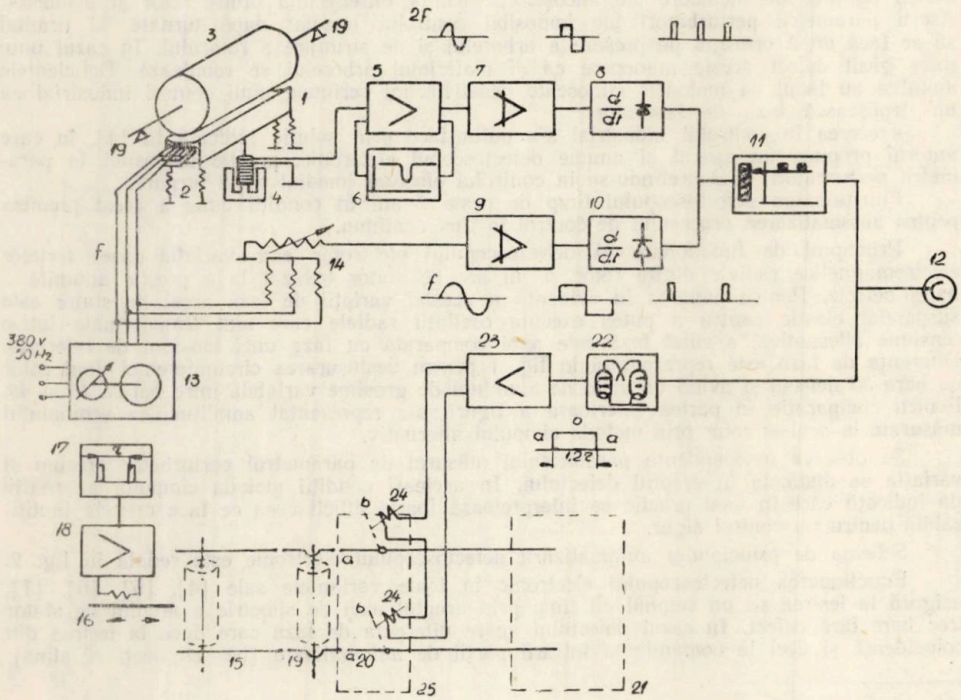


Fig. 2. Schema de principiu a instalației de control automat cu defectoscopul electronic.

Alimentarea întregii instalații se face de la rețea prin convertizorul de frecvență *13*, care permite reglarea independentă a curenților din arcul de stator și prin regulatorul de fază *14* al tensiunii de referință.

Rotoarele care urmează să fie supuse controlului se rostogolesc pe șinele *15* fiind împinse ritmic de un electromagnet *16* acționat de un generator de tact *17* prin amplificatorul *18*. Rotorul care se găsește pe lagărele *19*, deasupra arcului de stator *1*, este cel controlat de defectoscop. În cazul cînd el este corespunzător șinele mobile *20* se găsesc în poziția *a* astfel încît următorul rotor, se va rostogoli în buncărul pentru rotoare bune *21*, de unde își urmează fluxul tehnologic.

În cazul rotorului defect, prin ieșirea din coincidență a etajului *11* este acționat univibratorul *22* care trece din starea stabilă *a* în starea temporar stabilă *b*. În timpul acestei perioade se comandă prin amplificatorul *23* electromagneții *24* care ridică șinele mobile *20*. Durata acestei perioade este aleasă $1{,}2\,\tau$ (sec) dacă perioada generatorului de tact este τ (sec) pentru ca la următorul impuls rotorul defect să găsească șinele ridicate căzînd astfel în buncărul *25* pentru rotoare defecte.

Univibratorul revine apoi în starea inițială *a* fiind astfel pregătit pentru o nouă acționare în caz de rotor defect.

Pentru mărirea siguranței în funcționare rotorul se învîrtește în perioada τ (sec) care s-a ales de 1 minut, de aproximativ 5—7 ori, fiind deci tot de atîtea ori controlat de instalația electronică.

Condiția esențială pentru realizarea automatizării defectoscopului electronic în mod simplu și deci sigur în exploatare este obținerea unui semnal la ieșirea etajului de coin-

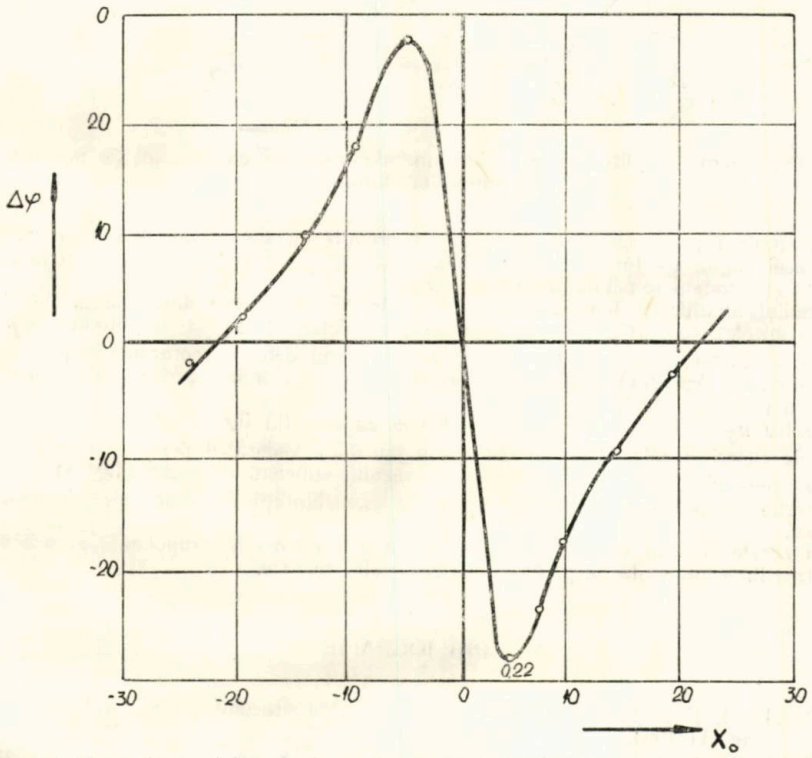


Fig. 3. Dependența defazării $\Delta\varphi$ a tensiunii de traductor cu coordonata X_0 de poziție a barei defecte.

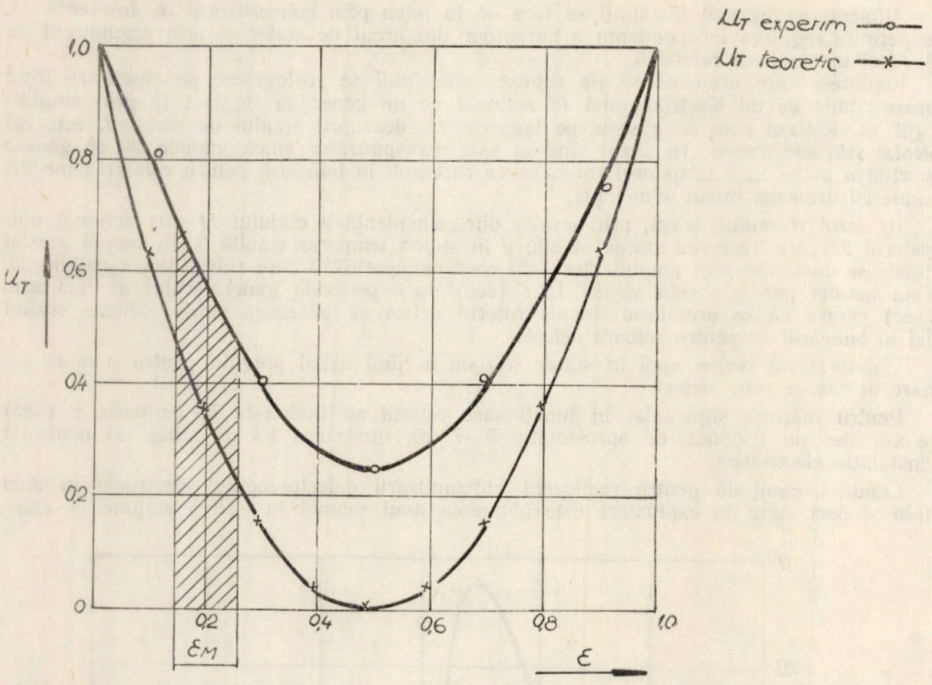


Fig. 4. Dependența amplitudinii u a tensiunii de traductor cu raportul de nesimetrie ε al curenților statorici.

cidență, care să poată comanda instalația automatizată. Pentru aceasta e necesar să se aleagă acel regim de funcționare al defectoscopului în care semnalul are o amplitudine suficientă și totodată sensibilitatea e maximă.

Studiul analitic al fenomenelor care au loc în întrefierul dintre arcul de stator și rotorul controlat [5], [6], permite reprezentarea defazării $\Delta\varphi$ și amplitudinii u_T a tensiunii de traductor cu coordonata x de poziție a barei defecte, reprezentată în fig. 3 și 4. Maximul curbei $\Delta\varphi=f(x)$ este atît de pronunțat încît el indică precis chiar poziția barei defecte nu numai existența ei.

Pentru u_T se obține o variație parabolică cu cea din fig. 4 în bună concordanță cu rezultatele experimentale. Raportul optim din punct de vedere al defazajului maxim a fost [6]: $\varepsilon_M=0{,}22$, pentru care amplitudinea u_T rezultă suficient de mare (fig. 4) astfel încît măsurătorile să poată fi făcute în condițiile sensibilității maxime ale defectoscopului electronic.

În aceste condiții instalația sudiată în lucrare devine o componență sigură și necesară într-o linie automată de prelucrare a rotoarelor turnate.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Pollini, Il problema del controllo delle gabie presofuse. L'Electrotecnica tom LI. nr. 11 1964.
2. Julius Strnad, Technika elektronika. Prag Statni nakladatelstvi Techniceske. Literatury 1957.

3. K. Zangger, Die nutenweise Prüfung von Käfigläufern mit gegossenem Käfig E und M Nr. 6. 7 1958.
4. Dan Teodorescu, Defectoscop electronic. Oficiul de Stat pentru Invenții Nr. 44287 20.05.1961.
5. Dan Teodorescu, Tiberiu Wächter, Die industrielle Bestimmung von Fehlern in Käfigläufern mit Hilfe eines elektronischen Defektoskops E u M Nr. 10/1967.
6. Dan Teodorescu, Tiberiu Wächter, Ein neues elektronisches Gerät zur Untersuchung von Käfigläufern auf Herstellungsfehler ATM 7/1967.
7. Dan Teodorescu, Novîi sposob opredelenia liteinîi defectov sterjnîi korotkozamknutov rotorov. Vestnic electropromișlenosti nr. 7/1963.

АВТОМАТИЧЕСКИЙ ПРОМЫШЛЕННЫЙ КОНТРОЛЬ РОТОРОВ АСИНХРОННЫХ МАШИН ПРИ ПОМОЩИ ЭЛЕКТРОННОГО ДЕФЕКТОСКОПА.

(РЕЗЮМЕ)

Излагается принцип работы электронного дефектоскопа для осуществления промышленного контроля литых роторов с беличьей клеткой. Описывается автоматическая контрольная установка и ее работа. Анализируются условия и безотказной работы. Из работы следует что для безотказной работы автоматизированной установки необходимо и возможно выбрать режим в котором чувствительность электронного дефектоскопа максимальна.

DIE AUTOMATISCHE INDUSTRIEKONTROLLE FÜR KÄFIGLÄUFER ELEKTRISCHER MASCHINEN MIT DEM ELEKTRONISCHEN DEFEKTOSKOP

(ZUSAMMENFASSUNG)

In dem Beitrag erläutern die Autoren das Arbeitsprinzip des elektronischen Defektoskops, welchen eine industrielle Kontrolle für Käfigläufer ermöglicht.

Es folgt eine Beschreibung der automatischen Kontrollinstallation sowie auch ihre Arbeitsweise, gefolgt von einer Analyse einer sicheren Arbeitsart.

Zusammenfassung geht hervor dass man für eine sichere Betriebsweise der automatischen Installation eine maximale Empfindlichkeit das Defektoskopen benötigt welche auch möglich ist zu erreichen.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM